

POLITECHNIKA OPOLSKA
WYDZIAŁ ELEKTROTECHNIKI, AUTOMATYKI I INFORMATYKI

mgr inż. Piotr Szpindler

**WPŁYW INNOWACYJNYCH PEŁNOŚCIENNYCH
SŁUPÓW STALOWYCH NA NIEZAWODNOŚĆ
I POZIOM ODDZIAŁYWANIA NA ŚRODOWISKO LINII
NAPOWIETRZNYCH WYSOKIEGO NAPIĘCIA**



POLITECHNIKA
OPOLSKA

PRACA DOKTORSKA

Promotor

dr hab. inż. Waldemar Skomudek, prof. PO

OPOLE, styczeń 2016

Pragnę wyrazić serdeczne podziękowania mojemu promotorowi Panu dr. hab. Waldemarowi Skomudkowi za każdą cenną poradę, liczne wskazówki merytoryczne, za wskazanie fachowej literatury, a także za wiele życzliwych słów. Szczególnie dziękuję za szereg odbytych dyskusji naukowych, które stanowiły inspirację do stworzenia tej pracy.

Osobne, równie ważne, podziękowania składam na ręce mojej żony Marzeny, która wspierała i niejednokrotnie odciążała mnie w moich obowiązkach domowych oraz rodzicielskich. Słowa podziękowania należą się także moim rodzicom i teściom, którzy motywowali mnie i wspierali.

Spis treści

1. WPROWADZENIE.....	5
1.1. Przegląd literatury	5
1.2. Cel, zakres i teza pracy.....	7
2. INNOWACYJNE ELEKTROENERGETYCZNE LINIE NAPOWIETRZNE WYSOKIEGO NAPIĘCIA.....	8
2.1. Innowacyjne pełnościennie stalowe konstrukcje wsporcze.....	8
2.2. Wysokonapięciowe układy izolacyjne wykonane z wykorzystaniem izolatorów kompozytowych	10
2.3. Niskozwisowe konstrukcje przewodów.....	13
3. STANY NIEUSTALONE W LINIACH NAPOWIETRZNYCH WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYWOŁANE PRZEPIĘCIAMI PIORUNOWYMI	16
3.1. Klasyfikacja i ogólna charakterystyka przebiegów	16
3.2. Statystyczne parametry prądu pioruna.....	22
3.3. Model linii napowietrznej do analizy przebiegów atmosferycznych.....	25
3.3.1. Model linii długiej o parametrach zależnych od częstotliwości	26
3.3.2. Model słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych.....	35
3.3.3. Model uziomu słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych.....	40
3.3.4. Model izolacji powietrznej linii w warunkach przebiegów atmosferycznych	42
4. OCENA POZIOMU ZAGROŻENIA PRZEPIĘCIOWEGO LINII NAPOWIETRZNYCH WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYKONANYCH Z WYKORZYSTANIEM PEŁNOŚCIENNYCH STALOWYCH KONSTRUKCJI WSPORCZYCH.....	47
4.1. Symulacja komputerowa przebiegów atmosferycznych w linii.....	47
4.1.1. Wpływ modelu oraz schematu zastępczego słupa na wyniki obliczeń	47
4.1.2. Wpływ liczby słupów na wyniki obliczeń.....	56
4.1.3. Zastosowanie metody rozwoju lidera w symulacji przeskoku odwrotnego na izolatorze	60
4.2. Analiza propagacji fal napięciowych w wybranych liniach elektroenergetycznych.....	62
4.2.1. Wpływ rodzaju słupa na przebieg napięcia na izolatorze i wierzchołku słupa.....	63
4.2.2. Porównanie prądów granicznych pioruna powodujących wystąpienie przeskoku odwrotnych	74
4.3. Ocena wpływu badanych rodzajów słupów na prawdopodobieństwo wystąpienia przeskoku odwrotnych.....	78
4.4. Omówienie wyników symulacji	81

5. OCENA POZIOMU NATEŻENIA PÓL ELEKTRYCZNEGO I MAGNETYCZNEGO W OTOCZENIU LINII NAPOWIETRZNEJ WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYKONANEJ Z WYKORZYSTANIEM PEŁNOŚCIENNYCH STALOWYCH KONSTRUKCJI WSPORCZYCH	85
5.1. Obliczanie rozkładu pola elektromagnetycznego w otoczeniu linii	85
5.2. Symulacja komputerowa rozkładu natężenia pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii	92
5.3. Analiza wpływu pełnościennych konstrukcji wsporczych na natężenie pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii	100
5.4. Omówienie wyników symulacji.....	103
6. EKONOMICZNA ANALIZA PORÓWNAWCZA BUDOWY LINII NAPOWIETRZNYCH Z WYKORZYSTANIEM STALOWYCH SŁUPÓW PEŁNOŚCIENNYCH.....	105
6.1. Porównanie kosztów budowy linii dla wybranych rodzajów słupów.....	105
6.2. Wpływ natężenia pola elektrycznego pod linią oraz ilości przeskoków odwrotnych na koszty budowy i eksploatacji linii	109
6.3. Podsumowanie	112
7. WNIOSKI	115
7.1. Wnioski ogólne.....	115
7.2. Wnioski szczegółowe.....	115
7.3. Osiągnięcia własne autora	116
LITERATURA	118
ZAŁĄCZNIKI	126

1. WPROWADZENIE

W ciągu ostatnich kilku lat w środowisku elektroenergetyki znacząco wzrosło zainteresowanie nowoczesnymi elektroenergetycznymi liniami napowietrznymi, w których w miejsce słupów kratowych zaproponowano wprowadzenie słupów pełnościennych, tradycyjne przewody stalowo-aluminiowe zastąpiono przewodami z rdzeniem kompozytowym, a w miejsce bardzo popularnych obecnie izolatorów porcelanowych wprowadzono izolację kompozytową. Zastosowanie izolacji kompozytowej umożliwiło dodatkowo zastąpienie stalowych poprzeczników konstrukcji wsporczych układem izolatorów kompozytowych. Wzrost zainteresowania zmianami konstrukcyjnymi elementów stosowanych w budownictwie sieciowym jest możliwy dzięki dynamicznie rozwijającym się technologiom, które w sposób szczególny oddziałują na poziom niezawodności układu technicznego linii napowietrznych oraz ograniczają ich wpływ na środowisko. Wszystkie podejmowane w tym zakresie działania uzasadniają także konieczność prowadzenia prac badawczych, dzięki którym istnieje przede wszystkim możliwość określenia stopnia narażenia nowych konstrukcji na oddziaływanie przepięć atmosferycznych oraz zaproponowanie skutecznej ich ochrony.

Zagadnienia oceny stopnia zagrożenia przepięciowego oraz ochrony przed przepięciami linii wykonanych z wykorzystaniem pełnościennych stalowych konstrukcji wsporczych nie są jednak obecnie szeroko omawiane. W szczególności oceny wymaga poziom zagrożenia przepięciowego, skuteczność ochrony przed przepięciami oraz stopień koncentracji pola elektromagnetycznego występującego w otoczeniu tych innowacyjnych linii napowietrznych, jako czynnik bezpośredniego oddziaływania na środowisko przyrodnicze.

1.1. Przegląd literatury

Rosnące zainteresowanie budową linii napowietrznych, w których w miejscu słupów kratowych zastosowano słupy pełnościenne jest podyktowane możliwością uzyskania poprawy społecznej akceptowalności nowych linii oraz uzyskania korzystniejszego rozkładu pola elektromagnetycznego w ich otoczeniu, zależnego przede wszystkim od przyjętej sylwetki konstrukcji oraz układu przewodów [14, 41, 91]. Zastosowanie słupów pełnościennych wiąże się zazwyczaj z modyfikacją układu izolatorów instalowanych na tych konstrukcjach [40, 62, 106]. Istotną przyczyną przyrostu ilości linii budowanych z wykorzystaniem słupów pełnościennych wraz ze zmodyfikowanymi układami izolacyjnymi jest dążenie użytkowników tego rodzaju infrastruktury sieciowej do wzrostu społecznej akceptowalności nowych rozwiązań liniowych. Wszystkie podejmowane w tym zakresie działania są także wynikiem koniecznej akceptacji prawnych zasad realizacji inwestycji liniowych [112, 113, 114, 115, 116].

Jednym z istotnych standardów określających funkcjonowanie krajowego systemu elektroenergetycznego jest jakość energii elektrycznej dostarczanej użytkownikowi [8, 39, 48, 59, 60, 94]. Wśród wielu parametrów opisujących standard najistotniejszym jest gwarantowana ciągłość i niezawodność dostaw energii elektrycznej. Spełnienie tego wymogu nakłada na dostawców energii elektrycznej obowiązek podejmowania działań zmierzających do stosowania takich rozwiązań technicznych i organizacyjnych, które w sposób skuteczny wpłyną na obniżenie wskaźnika awaryjności systemu elektroenergetycznego i poszczególnych jego elementów [61, 67, 100]. Wymagania te, zarówno z technicznego, jak i ekonomicznego punktu muszą spełniać również nowe konstrukcje słupów pełnościennych wraz z proponowanym innowacyjnym układem izolatorów [89, 101].

Wśród wielu przyczyn uszkodzeń elementów sieci elektroenergetycznej, w tym także linii napowietrznych istotną rolę odgrywają przepięcia wewnętrzne i wywołane przez wyładowania atmosferyczne przepięcia bezpośrednie lub pośrednie [7, 27, 47, 103]. Analiza wpływu tych zjawisk falowych na awaryjność linii oraz ocena stopnia ich narażenia powodowanego przepięciami powinna być poprzedzona badaniami i obliczeniami obiektywizującymi stopień zagrożenia, a uzyskane w ten sposób wyniki powinny być uwzględniane przy podejmowaniu decyzji o zastosowaniu tego rodzaju rozwiązań.

Ocena poziomu narażenia powodowanego przepięciami prezentowana w wielu publikacjach książkowych, monografiach i w artykułach jest oparta na wynikach wielokryteriowych analiz. Rezultaty tych analiz są podstawą opracowywanych norm, wytycznych projektowych oraz wytycznych dla wykonawców [3, 20, 44, 53, 69, 84, 85, 87, 98]. Badanie narażenia przepięciowego rzeczywistych układów elektroenergetycznych wysokich napięć jest prawie niemożliwe, co sprawia, że intensywnie rozwijane są teoretyczne metody analizy zjawisk przepięciowych, z wykorzystaniem zaawansowanych modeli matematycznych opisujących te zjawiska oraz stosowane są specjalistyczne programy obliczeniowe, za pomocą których można przeprowadzić różnego rodzaju symulacje, odzwierciedlające rzeczywiste zdarzenia [2, 13, 16, 18, 25, 63, 68, 81, 82, 107]. Zasadniczym czynnikiem właściwej oceny poziomu zagrożenia przepięciowego linii jest zastosowanie odpowiedniego modelu matematycznego linii [1, 10, 17, 19, 31, 32, 33, 38, 54, 64, 66, 70, 76, 77, 92], umożliwiającego analizę narażenia przepięciowego układu izolacji, powstającego wskutek bezpośredniego wyładowania piorunowego w słup linii [29, 51, 73, 74, 75, 93]. Liczne w tym zakresie publikacje (szczególnie japońskie) [5, 12, 34, 35, 45, 46, 72, 90, 105, 117, 125] opisują zjawiska falowe występujące w konstrukcjach wsporczych linii w warunkach bezpośredniego wyładowania atmosferycznego w linię i wskazują na konieczność oceny wpływu zmiany rodzaju kształtu słupa (np. zamiana słupa kratowego na pełnościenny z izolacyjnym układem poprzeczników) na propagację przepięć w linii.

1.2. Cel, zakres i teza pracy

Zasadniczym **celem pracy** jest dokonanie oceny wpływu innowacyjnych pełnościennych słupów stalowych, uwzględniających nowe rozwiązania układów izolacyjnych, na niezawodność układu technicznego i poziom oddziaływania na środowisko przyrodnicze linii napowietrznych o napięciu 110kV.

Zakres pracy obejmuje:

- ocenę aktualnego stanu wiedzy w zakresie narażenia przepięciowego linii napowietrznych wysokiego napięcia powstającego w wyniku oddziaływania wyładowania piorunowego oraz przepięć wewnętrznych,
- charakterystykę elektroenergetycznych linii napowietrznych wysokiego napięcia wykonanych z wykorzystaniem pełnościennych stalowych konstrukcji wsporczych,
- modelowanie linii napowietrznych wysokiego napięcia dla warunków przepięciowych,
- analizę stanów nieustalonych w liniach napowietrznych wysokiego napięcia wykonanych w oparciu o różne rodzaje konstrukcji wsporczych,
- ocenę poziomu zagrożenia przepięciowego linii napowietrznych wykonanych z wykorzystaniem pełnościennych konstrukcji wsporczych,
- analizę porównawczą rozkładu składowych pól elektrycznego i magnetycznego linii napowietrznych wykonanych z wykorzystaniem różnego rodzaju konstrukcji wsporczych,
- ocenę niezawodności układu technicznego oraz poziomu oddziaływania na środowisko przyrodnicze linii napowietrznych wysokiego napięcia,
- ekonomiczną analizę porównawczą budowy linii napowietrznych z wykorzystaniem stalowych słupów pełnościennych.

Zakres pracy nie obejmuje linii niskich napięć (do 1kV), średnich napięć, najwyższych napięć (220kV, 400kV) oraz linii z przewodami w osłonie izolacyjnej lub pełnej izolacji.

Teza pracy:

Zastosowanie w liniach napowietrznych wysokiego napięcia (110kV) stalowych pełnościennych słupów, wyposażonych w układy izolacyjne zastępujące poprzeczniki stalowe, powoduje wzrost niezawodności układu technicznego oraz zmniejsza natężenie pola elektromagnetycznego pod linią, ograniczając negatywne oddziaływanie linii na środowisko przyrodnicze.

2. INNOWACYJNE ELEKTROENERGETYCZNE LINIE NAWIETRZNE WYSOKIEGO NAPIĘCIA

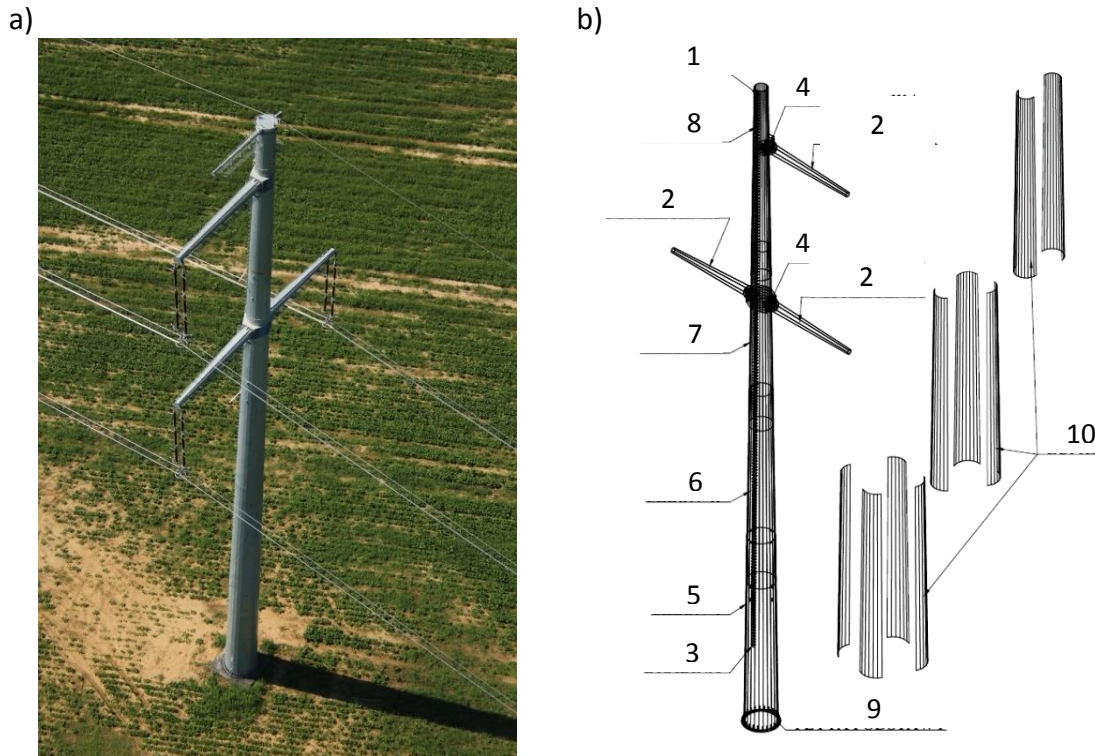
Uwarunkowania społeczne i środowiskowe oraz świadomość Operatorów Przesyłowego i Dystrybucyjnych o konieczności stosowania zasad zrównoważonego rozwoju i odpowiedzialności biznesu implikują rozwój innowacyjnych rozwiązań linii napowietrznych. Nadzędnym celem dla nowych technologii staje się możliwość połączenia dbałości o aspekty środowiskowe i społeczne, przy jednoczesnym zapewnieniu wysokiego poziomu niezawodności linii i osiągnięciu celów finansowych Operatorów. Dąży się do tego, aby elektroenergetyczne linie napowietrzne były budowane m.in. z wykorzystaniem słupów praktycznie niedostrzegalnych, idealnie wkomponowanych w krajobraz, a dodatkowo w terenach leśnych lub zadrzewionych, jako wąskogabarytowe lub linie o bardzo wysokich słupach, umożliwiającym prowadzenie przewodów nad wierzchołkami drzew - linie wykonane na słupach nadleśnych [14, 41, 91]. Oczekuje się rozwiązań obniżających poziom oddziaływania pola elektromagnetycznego wytwarzanego przez linie napowietrzne. Dlatego w nowoczesnych rozwiązaniach linii poprzez zamianę stalowych poprzeczników na układy izolatorów minimalizuje się odstęp pomiędzy przewodami fazowymi, zwiększa wysokości zawieszenia przewodów, a także optymalizuje się konfigurację geometrycznego rozmieszczenia przewodów [40, 62, 106].

Przedstawiona w rozprawie innowacyjna technologia budowy linii napowietrznych, z wykorzystaniem słupów pełnościennych, ze zmodyfikowanymi układami izolacyjnymi i przewodami niskozwisowymi jest przykładem odpowiedzi na aktualne potrzeby. Dotychczas zrealizowane nieliczne aplikacje takich rozwiązań w Krajowym Systemie Energetycznym (KSE) miały charakter pilotażowy i stanowiły głównie źródło nowych doświadczeń i zapoznania się Operatorów z tą nową technologią. Poza indywidualną oceną wytrzymałości mechanicznej słupów przeprowadzoną w rzeczywistych warunkach (opisane w załączniku B) nie dokonano łącznej oceny wpływu tej technologii na aspekty środowiskowe oraz na niezawodność techniczną linii. Tak kompleksowe ujęcie, uzupełnione dodatkowo porównaniem ekonomicznym, może stanowić istotne wsparcie Operatorów przy wyborze odpowiedniej technologii budowy linii i jest głównym powodem podjęcia tego zagadnienia w rozprawie.

2.1. Innowacyjne pełnościenne stalowe konstrukcje wsporcze

Nowoczesne rozwiązania stalowych słupów pełnościennych (rys. 1) wpisują się w zakres oczekiwanych właściwości użytkowych linii i stanowią alternatywę dla powszechnie stosowanych stalowych słupów kratowych. Technologia produkcji słupów pełnościennych, uwzględniająca wymagania stawiane tym konstrukcjom przez projektantów, wykonawców i użytkowników elektroenergetycznej infrastruktury

sieciowej, stanowi nową jakość w procesie jej rozwoju. Ocena zainteresowania elektroenergetyki tą technologią wykazała, że konstrukcje słupów pełnościennych są obecnie rozwiązaniem, po które coraz częściej sięgają krajowi zagraniczni operatorzy sieci przesyłowych i dystrybucyjnych.



Rys. 1. Prezentacja stalowego słupa pełnościennego, a) widok ogólny, b) wyszczególnienie głównych elementów słupa; 1 - trzon, 2 - poprzecznik, 3 - drabina, 4 - gniazdo poprzecznika, 5-8 – człony I-IV, 9 - płyta podstawy, 10 – profile elementów poszczególnych członów przed spawaniem

Podstawę konstrukcji słupa pełnościennego stanowi stożkowy trzon (zespół dwóch lub więcej członów), do którego za pomocą na stałe przytwierdzonych gniazd mocowane są poprzeczniki podtrzymujące układ izolatorów z podwieszonym przewodem roboczym linii. Słup wyposażony jest w drabinę umożliwiającą komunikację pionową w celu wykonania czynności eksploatacyjnych. Trzon powstaje w wyniku kolejnego nakładania i zaciskania stożkowych członów. Zaciskanie członów realizowane jest za pomocą urządzenia składającego się z uchwytów siłowników, siłowników oraz pompy hydraulicznej umożliwiający stały pomiar siły zaciskania. W trakcie składania trzonu słupa kontrolowana jest długość zacisku oraz siła zaciskania poszczególnych członów. Wartości tych parametrów są wyznaczane z uwzględnieniem wymaganej średnicy członu, grubości blachy oraz zbieżności powierzchni bocznej trzonu. Szczegółowy opis procesu produkcji oraz technologii montażu słupów pełnościennych został zamieszczony w załączniku A.

2.2. Wysokonapięciowe układy izolacyjne wykonane z wykorzystaniem izolatorów kompozytowych

Dążenie do obniżenia poziomu oddziaływania pola elektromagnetycznego wytwarzanego przez linie napowietrzne jest niezwykle istotne w sytuacjach, gdy szerokość pasa technologicznego pod linią oraz aspekt wizualny linii muszą być drastycznie ograniczone. W istocie dąży się do zmniejszania gabarytów linii poprzez zmniejszanie odległości w relacji przewód – przewód i przewód – ziemia. „Kompaktowanie” linii realizowane jest m.in. poprzez:

- użycie obracanych poprzeczników izolacyjnych¹,
- zredukowania długości obracanych poprzeczników izolacyjnych.

Poprzeczniki izolacyjne dzielą się na dwa typy:

- (a) zespół izolatorów, w skład którego wchodzi nieruchomy łącznik przymocowany do słupa, który nie ma możliwości obracania się na skutek przyłożonego nierównomiernie rozłożonego obciążenia,
- (b) zespół izolatorów, w skład którego wchodzi ruchomy łącznik przymocowany do słupa, który ma możliwość obracania się wokół uchwytu łączącego go ze słupem.

Często spotykanym określeniem dla pierwszego typu rozwiązania (a) jest „poziomy podwieszany” albo „układ ze stałym, nieruchomym mocowaniem”. W przypadku układu (b) często spotykanymi określeniami są „obracające się poprzeczne (V)” albo po prostu „poprzeczne V”.

Układy poprzeczników izolacyjnych mogą być budowane w oparciu o materiały ceramiczne bądź kompozytowe. Rodzaj zastosowanego materiału jest zdeterminowany kierunkiem działania wypadkowej siły obciążającej izolator. Całkowita siła gnąca działająca na izolator wsporczy poziomy z mocowaniem sztywnym jest wypadkową siłą działania niezerównoważonego obciążenia wzdłużnego oraz sił wynikających z masy przewodów, parcia wiatru i kąta załomu linii. Niektóre izolatory ceramiczne zaprojektowane są tylko na siły rozrywające/ściskające i nie są przystosowane do montowania w układach z nieruchomym (sztywnym) mocowaniem do konstrukcji słupa. W przypadku gdy mamy do czynienia z izolatorem porcelanowym, aby mieć pewność, że wypadkowa siła nie przekroczyła maksymalnej wytrzymałości mechanicznej układu, istotne jest, by obciążenie wzdłużne nie miało charakteru dynamicznego, występującego np. przy zerwaniu przewodu. Z praktyki wynika, że izolatory wsporcze poziome ze sztywnym mocowaniem powinny być stosowane w wykonaniu kompozytowym (rys. 2a).

Na rysunku 2b przedstawiono izolator poziomy podwieszany, który pozwala na jego obrót wokół osi mocowania. Kierunek obrotu izolatora zależy od podłużnego obciążenia

¹ Układ poprzeczników izolacyjnych przymocowanych do słupa za pomocą połączeń przegubowych, dzięki którym możliwe jest obracanie poprzecznika wokół osi pionowej słupa.

przyłożonego do izolatora. W stanie stabilnym poprzecznik uzyskuje taki kąt obrotu, przy którym dochodzi do zrównoważenia naprężenia w przewodach w przęśtach poprzedzającym i następującym.

a)

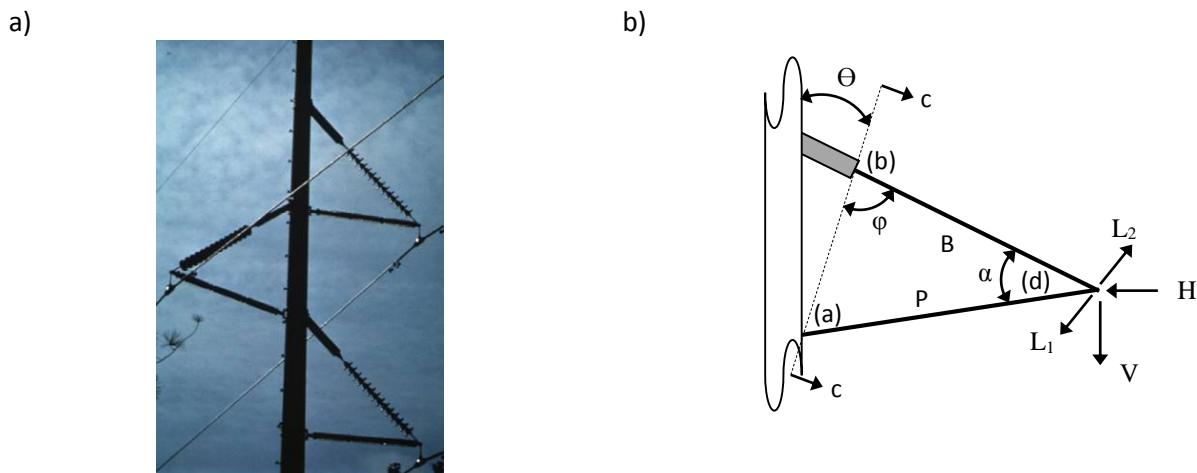


b)



Rys. 2. Widok napowietrznej linii wysokiego napięcia z przelotowym układem izolatora zamocowanego do słupa w wykonaniu a) wsporczym, b) podwieszanym

W przypadku układów izolatorów „poprzeczne V”, z ruchomym połączeniem między izolatorem a słupem (rys. 3) poprzeczka **P** ma przegubowe mocowanie do słupa (punkt **a**), a podwieszenie **B** przymocowane jest do krótkiego wysięgnika (punkt **b**), tak aby zapewnić pochyloną oś obrotu (**c**) zespołu izolatorów. Ponieważ mocowania poprzecznika do słupa (punkty **a** i **b**) mają charakter przegubowy, każde nierównomierne obciążenie przewodów ($L_1 \neq L_2$) powoduje, że zespół izolatorów będzie się obracał wokół pochylonej osi obrotu (**c - c**), a to z kolei spowoduje, że punkt zaczepienia przewodu (**d**) uniesie się. Wypadkowe obciążenie przewodu pochodzące od obciążenia pionowego **V** i poziomego **H** powoduje wytworzenie siły, która przywraca system do równowagi (powrót do stanu wyjściowego), kiedy tylko nierównomierne obciążenie przewodów zniknie. Obrót poprzecznika izolacyjnego wokół osi **c - c** powoduje wzrost zwisu w przęśle następującym i zmniejszenie w przęśle poprzedzającym, doprowadzając do zmniejszenia naprężenia przewodów w przęśle następującym i zwiększenia w poprzedzającym. Istotną cechą tego typu układów jest to, że po zaniku nierównomiernego obciążenia układ sam wraca do pozycji wyjściowej. Siły działające na element poziomy **P** i podwieszenie **B** zależą od przyłożonego obciążenia, wielkości kątów α i θ i kąta pomiędzy ukośną osią obrotu a elementem ukośnym φ .



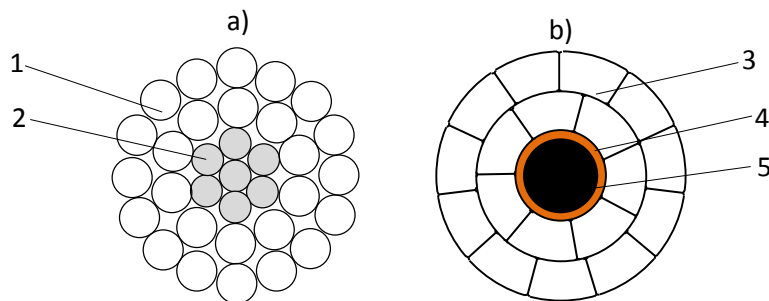
Rys. 3. Widok poprzecznika izolacyjnego w układzie „poprzeczne V” a) aplikacja, b) schemat połączeń elementów; P -poprzeczka, B -podwieszenie, c - oś obrotu układu izolatorów, θ - kąt pochylenia osi obrotu c, a – punkt mocowania poprzeczki do słupa, b – punkt mocowania podwieszenia do słupa, d - punkt mocowania przewodu do izolatorów, α - kąt pomiędzy poprzeczką a podwieszeniem, φ - kąt pomiędzy osią obrotu układu izolatorów a powieszeniem, L_1, L_2 – siła od naciągu przewodów, V - obciążenie pionowe poprzecznika, H - obciążenie poziome poprzecznika

Właściwy dobór rozwiązania poprzecznika izolacyjnego wymaga rozpatrzenia tego układu (izolator, osprzęt) nie jako pojedyncze elementy, ale jako całość. Podczas projektowania poprzecznika izolacyjnego należy uwzględnić wymagania dotyczące parametrów elektrycznych, mechanicznych oraz tych które są związane z bezpieczeństwem eksploatacji. Proces konstruowania poprzecznika izolacyjnego powinien być poprzedzony badaniami umożliwiającymi ocenę wytrzymałości mechanicznej poszczególnych elementów poprzecznika. Uwzględnia się przy tym obciążenia, które mogą wystąpić w czasie normalnej pracy linii (obciążenie wiatrem, sadzią, drgania) jak i w stanach awaryjnych (zerwanie przewodu). Poprzez symulacje rozkładu natężenia pola elektrycznego wokół całego poprzecznika weryfikuje się czy zaprojektowana konstrukcja poprzecznika umożliwia maksymalną redukcję zjawiska ulotu oraz zapewnia optymalne warunków pracy izolatora. Zaleca się, aby maksymalny poziom natężenia pola elektrycznego na powierzchni izolatorów kompozytowych (tzw. Shank Field Stress) nie przekraczał 4,5 kV/cm. Wynika to głównie z potrzeby ograniczenia zjawiska degradacji osłony izolatora tzw. „trackingu” i erozji na powierzchni gumy silikonowej, które powodują utratę hydrofobowości izolacji. Szczególnie ważna jest odpowiednia droga upływu. Krótszą drogę upływu w układzie poprzecznika izolacyjnego wykazuje izolator ukośny. W zależności od poziomu napięcia, na jakim będą pracowały poprzeczniki izolacyjne, może być więc konieczne zastosowanie pierścieni zapobiegających wyładowaniom koronowym. Pierścienie chroniące przed wyładowaniami koronowymi

działają na pole elektryczne, redukując lub eliminując zjawisko wyładowań niezupełnych. Producenci izolatorów kompozytowych wydają zalecenia co do konieczności stosowania pierścieni antykoronowych i określają, jakiego rozmiaru te pierścienie powinny być, w zależności od napięcia linii, kształtu izolatora, wysokości nad poziomem morza i warunków środowiskowych. Wytrzymałość poprzeczników izolacyjnych na szybkozmienne przepięcia (np. powstające w wyniku wyładowań atmosferycznych) jest zależna od drogi przeskoku. Należy zaznaczyć, że w tym przypadku istotna jest długość drogi przeskoku dla całego układu, a nie pojedynczego komponentu - izolatora.

2.3. Niskożwisowe konstrukcje przewodów

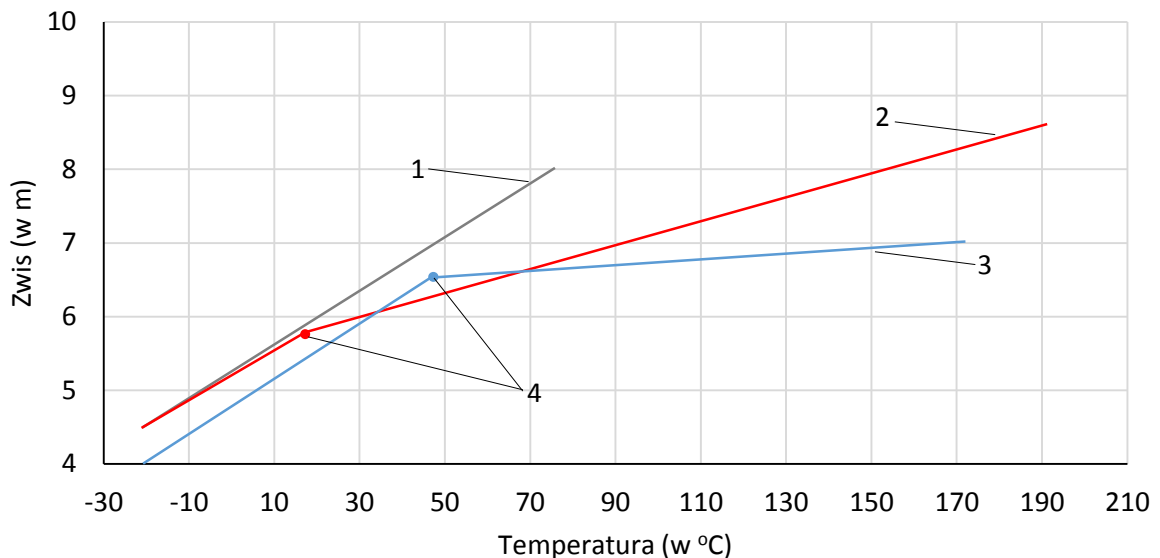
Przedstawione uzasadnienie konieczności budowy linii o sylwetce kompaktowej ze względu na konieczność uwzględnienia zwisu przewodów jest ograniczone. Z tego też powodu następuje rozwój konstrukcji przewodów charakteryzujących się ograniczoną rozszerzalnością termiczną. Odporne cieplnie stosowane do budowy przewodów stopy aluminium umożliwiły opracowanie konstrukcji nowej generacji wysokotemperaturowych i niskożwisowych przewodów napowietrznych typu HTLS. Zastosowanie stopów aluminium, ze względu na wysoki współczynnik rozszerzalności termicznej, nie jest warunkiem wystarczającym. Stąd, w przewodach HTLS wprowadzono niskorozszerzalne cieplnie, wysokowytrzymałe rdzenie nośne, które tworzą wspólnie ze stopami aluminium zwartą konstrukcję i zapewniają obniżenie współczynnika rozszerzalności cieplnej przewodu, jako całości. Do budowy rdzenia przewodów HTLS stosuje się najczęściej materiał w postaci kompozytu, składającego się z włókien węglowych, lub włókien szklanych połączonych z włóknami węglowymi. Porównanie konstrukcji przewodów AFL z niskożwisowym przewodem typu ACCC (Aluminium Conductor Composite Core) przedstawiono na rysunku 4.



Rys. 4. Porównanie przekrojów poprzecznych przewodów a) typu AFL, b) typu ACCC; 1- aluminium, 2- stal, 3 – aluminium wyżarzone, 4 – włókna szklane, 5 – włókna węglowe

Przewody HTLS są przewodami bimetalowymi, w których po przekroczeniu charakterystycznej temperatury (punkt kolanowy), cały naciąg przewodu przenosi

niskorozszerzalny cieplnie rdzeń nośny. W celu minimalizacji zwisu najbardziej korzystna jest taka konstrukcja przewodu, w której temperatura załamania charakterystyki zwis – temperatura (punkt kolanowy) jest jak najniższa. Z tego też powodu zostały opracowane specjalne konstrukcje przewodów, które charakteryzują się temperaturą załamania o wartości równej temperaturze montażu. W przypadku tak skonstruowanych przewodów jego obciążenie mechaniczne jest przenoszone przez niskorozszerzalny rdzeń już od momentu montażu. Przykładowe charakterystyki zwis – temperatura dla wybranych przewodów przedstawiono na rys. 5, na którym charakterystykę przewodu z punktem załamania występującym w zakresie wyższych temperatur zaznaczono linią niebieską, natomiast dla przewodu o temperaturze załamania równej temperaturze montażu linią czerwoną.



Rys. 5. Zależność przyrostu zwisu przewodu od temperatury dla różnych typów przewodów: 1 - AFL-8, 2 – GAP, 3 - ACCC; 4 – punkt załamania charakterystyki²

Spośród stosowanych obecnie w budownictwie liniowym typów przewodów elektroenergetycznych gołych typu HTLS, wykonanych z drutów profilowych, najkorzystniejsze efekty w odniesieniu do zwiększenia zdolności przesyłowych linii napowietrznych uzyskuje się, stosując przewody typu ACCC® (rys. 4b). Przedstawione powyżej zalety wynikają z nieliniowej charakterystyki przyrostu długości przewodu, dzięki której punkt załamania charakterystyki występuje przy stosunkowo niskiej temperaturze (40 - 60°C), powyżej której krzywa zwisu pozostaje prawie płaska. Takie właściwości przewodów ACCC powodują, iż w zakresie temperatur 40-180°C zwis przewodów zwiększa się nieznacznie.

² Materiały informacyjne Zircon Poland

Obniżenie wartości zwisu poprzez zastosowanie przewodów HTLS umożliwia:

- zmniejszenie wysokości słupów,
- zmniejszenia liczby słupów,
- zmniejszenie odległości pomiędzy przewodami fazowymi,
- wzrost zdolności przesyłowej oraz możliwość dynamicznych obciążeń linii.

Przedstawione właściwości przewodów niskozwisowych w połączeniu z właściwościami poprzeczników izolacyjnych i słupów pełnościennych stanowią podstawę do tworzenia innowacyjnych „kompaktowych” linii elektroenergetycznych.

3. STANY NIEUSTALONE W LINIACH NAWIETRZNYCH WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYWOŁANE PRZEPIĘCIAMI PIORUNOWYMI

Analizę stanów nieustalonych w liniach napowietrznych wysokiego napięcia wywołanych przepięciami piorunowymi poprzedzono przeglądem charakterystycznych przypadków narażenia przepięciowych linii, statystycznych parametrów opisujących prąd pioruna a następnie zaproponowano model linii do analizy przepięć spowodowanych bezpośrednim uderzeniem pioruna w elementy linii.

3.1. Klasyfikacja i ogólna charakterystyka przepięć

Przepięcia są specyficznymi obciążeniami elektrycznymi powstającymi podczas różnego rodzaju stanów nieustalonych w sieciach elektroenergetycznych. Klasyfikacja przepięć zależy od przyjętych kryteriów podziału, którymi mogą być miejsce występowania, pochodzenie, czas trwania oraz mechanizm powstawania przepięć (rys. 6). Standardy europejskie [22, 23] oraz stanowiące ich odpowiedniki wymagania krajowe [86, 88] wprowadzają klasyfikację przepięć na dorywcze o częstotliwości zbliżonej do częstotliwości sieciowej i o stosunkowo długim czasie trwania oraz na przejściowe o czasie trwania nie dłuższym niż kilka milisekund, dzieląc je przy tym na przepięcia o łagodnym, stromym i bardzo stromym czole. W wysokonapięciowej technice izolacyjnej najbardziej przydatny jest podział przepięć według źródła ich pochodzenia i czasu trwania [28]. Przy takim kryterium klasyfikacyjnym wyodrębnia się przepięcia zewnętrzne – wywołane uderzeniami piorunów w obiekty sieciowe lub w ich pobliżu oraz przepięcia wewnętrzne – spowodowane różnorodnymi procesami zachodzącymi w obwodach sieciowych.

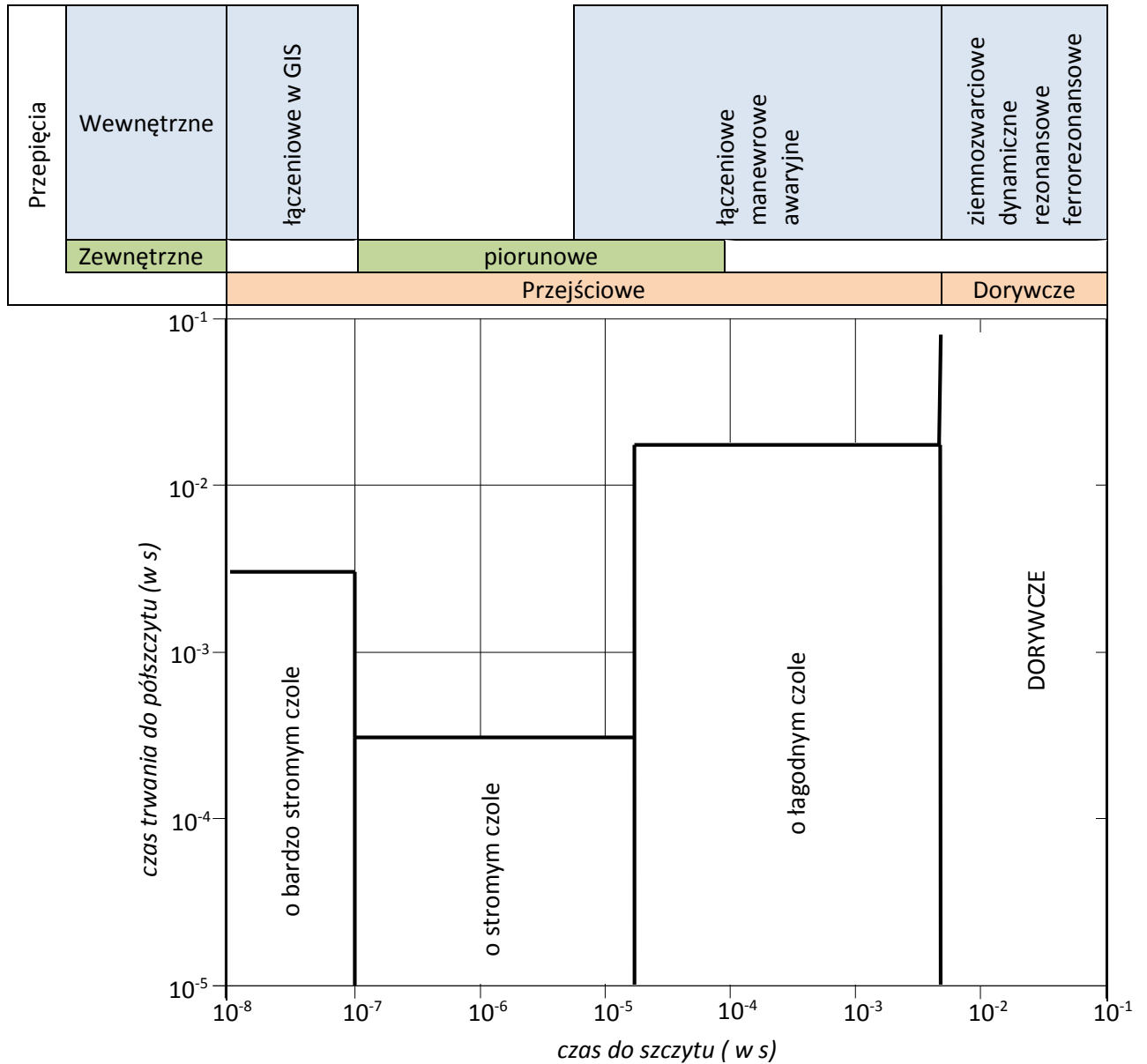
W celu ograniczenia ilości przepięć powodujących uszkodzenie układów izolacyjnych w liniach stosuje się środki i metody ochrony uwzględniające zasady koordynacji izolacji. Bierze się pod uwagę wiele czynników: układ i napięcie sieci, sposób uziemienia punktu neutralnego sieci, rolę i znaczenie ochrony urządzeń elektroenergetycznych oraz koszty urządzeń i koszty ochrony. Innymi czynnikami są spodziewana skuteczność ochrony oraz rosnące wymagania w dziedzinie technicznej niezawodności dostawy energii elektrycznej. Graniczna wartość napięcia, przy której w układzie izolacyjnym powstanie pole elektryczne o natężeniu gwarantującym rozwój wyładowania i związana z nią utrata wytrzymałości elektrycznej, nie jest stała. Zależy ona od czynników natury konstrukcyjno-technologicznych układu izolacyjnego oraz warunków eksploatacyjnych, w tym wartości i rodzaju narażeń napięciowych. Dlatego proces koordynacji izolacji przeprowadzany jest odrębnie dla każdego rodzaju przepięć.

Główne zadania ochrony linii przed przepięciami koncentrują się na następujących zagadnieniach:

a) ochrona przed bezpośrednimi uderzeniami piorunów,

b) ochrona przed przepięciami przenoszonymi przewodami sieci.

W pierwszym przypadku ochrona polega na zlokalizowaniu wyładowania atmosferycznego w wybranych miejscach linii oraz bezpiecznym odprowadzeniu prądu pioruna do ziemi. W drugim przypadku ochrona polega na stosowaniu odpowiednio dobranej i skoordynowanej izolacji linii.



Rys. 6. Charakterystyczne parametry czasowe narażeń przepięciowych [66]

Stosowane środki i sposoby ochrony przeciwprzepięciowej można ogólnie podzielić na dwie podstawowe grupy (rys. 7):

- a) środków i sposobów eliminujących,

b) środków i sposobów redukujących.

Postęp technologiczny związany z budową urządzeń elektrycznych oraz identyfikacją narażeń przepięciowych powoduje rozwój środków i sposobów ochrony linii przed przepięciami [26, 53, 56, 57, 102]. Przykładem nowych kierunków może być, wskazana w literaturze [102] potencjalna możliwość ograniczenia przeskoków odwrotnych wskutek zastosowania słupów charakteryzujących się zmniejszoną indukcyjnością. Z tego też powodu niniejsza dysertacja stanowi pogłębienie wiedzy w tym zakresie.

		ŚRODKI I SPOSOBY OCHRONY PRZECIWPRIĘCIOWEJ	
		ELYMINUJĄCE	REDUKUJĄCE
PRZEPĘCIA PRZEJŚCIOWE	o bardzo stromym czole		rezystory bocznikujące łączniki
	o stromym czole	ochrona odgromowa	ograniczenie rezystancji uziemień ograniczenie indukcyjności słupów łącznie sterowane rezystory bocznikujące łączniki iskierniki
	o łagodnym czole		ograniczniki przepięć
PRZEPĘCIA DORYWCZE		automatyka SPZ	skuteczność uziemienia dławiki kompensacyjne

Rys. 7. Środki i sposoby ochrony przepięciowej układów energetycznych wysokich i najwyższych napięć; kolorem zielonym zaznaczono propozycję nowego sposobu ochrony przeciwprzepięciowej linii

Uderzenie pioruna w obiekt elektroenergetyczny lub w jego pobliżu wywołuje zaburzenie elektromagnetyczne ujawniające się w postaci fal napięciowej i prądowej. Propagacja tych fal odbywa się z dużą prędkością wzdłuż elementów linii (przewody robocze linii, przewody odgromowe, konstrukcje stalowe słupów), które pełnią w tym przypadku rolę swoistych falowodów. E. Cinieri i F. Muxi dokonali oceny [15] wartości szczytowej przepięć indukowanych w linii o napięciu znamionowym 20 kV, w zależności od odległości uderzenia pioruna od linii i wartości szczytowej prądu pioruna, i wykazali, że poziom przepięć pośrednich w liniach elektroenergetycznych nie przekracza 500 kV. Taki poziom przepięć nie stanowi istotnego narażenia układów izolacyjnych wysokich napięć i z tego powodu analiza w rozprawie będzie ograniczona do przypadku bezpośredniego uderzenia pioruna w linię.

Bezpośrednie uderzenia pioruna w elementy linii implikuje pojawieniem się spadków napięć na rezystancjach i impedancjach w obwodzie rozładowania się pioruna. Główną rolę odgrywa impedancja falowa linii, lecz nie do pominięcia są również rezystancja uziemienia i indukcyjność konstrukcji wsporczych. W liniach napowietrznych wyposażonych w przewody odgromowe wyróżnia się trzy charakterystyczne przypadki bezpośredniego uderzenia pioruna:

- a) w słup,
- b) w środek przęsła przewodu odgromowego,
- c) w przewód fazowy pomimo przewodu odgromowego.

Do oceny skuteczności ochrony napowietrznych linii elektroenergetycznych za pomocą przewodów odgromowych wykorzystywana jest teoria elektroteometryczna, która wprowadza pojęcie odległości uderzeniowych [13]. Odległość uderzeniowa opisana jest równaniem:

$$r = a \cdot I_F^b \quad (1)$$

gdzie:

a i b - stałe zależne od typu przewodu fazowego oraz odgromowego,

I_F - wartość szczytową prądu pioruna.

Typowy model elektroteometryczny linii zaprezentowano na rys. 8 i jest on przedstawiony dla jednej określonej wartości szczytowej prądu pioruna. Zaznaczone łuki o promieniach r_c wykreślone z punktów przewodów fazowy (PF) i przewód odgromowych (PO) stanowią wraz z prostą poziomą usytuowaną od ziemi w odległości r_g zbiór punktów określających dla wyładowania liderowego najkrótszą odległość do przewodów odgromowych, fazowych i do powierzchni ziemi. Jeżeli lider, któremu przypisuje się spodziewaną szczytową wartość prądu I_F , i dla którego wykreślono łuki, zetknie się z łukami pomiędzy punktami A i B, wówczas zakłada się, że uderzenie pioruna nastąpi w przewód fazowy.

Jeżeli lider zetknie się z łukami pomiędzy punktami B i C, nastąpi wyładowanie piorunowe do przewodu odgromowego. Przy założeniu prostopadłego do płaszczyzny ziemi kierunku wyładowania liderowego dystans ekspozycyjny przy niezadziałaniu ochrony odgromowej wynosi D_c . Przy założeniu stałej odległości D_c , stałej powierzchniowej gęstości wyładowań piorunowych N_g wzdłuż linii o długości l_L , różniczka prawdopodobieństwa dP_{PF} zdarzenia w postaci uderzenia pioruna o wartości szczytowej I_F w zewnętrzny przewód fazowy wyrażona jest zależnością

$$dP_{PF} = N_g \cdot l_L \cdot D_c(I_F) \cdot f(I_F) dI_F \quad (2)$$

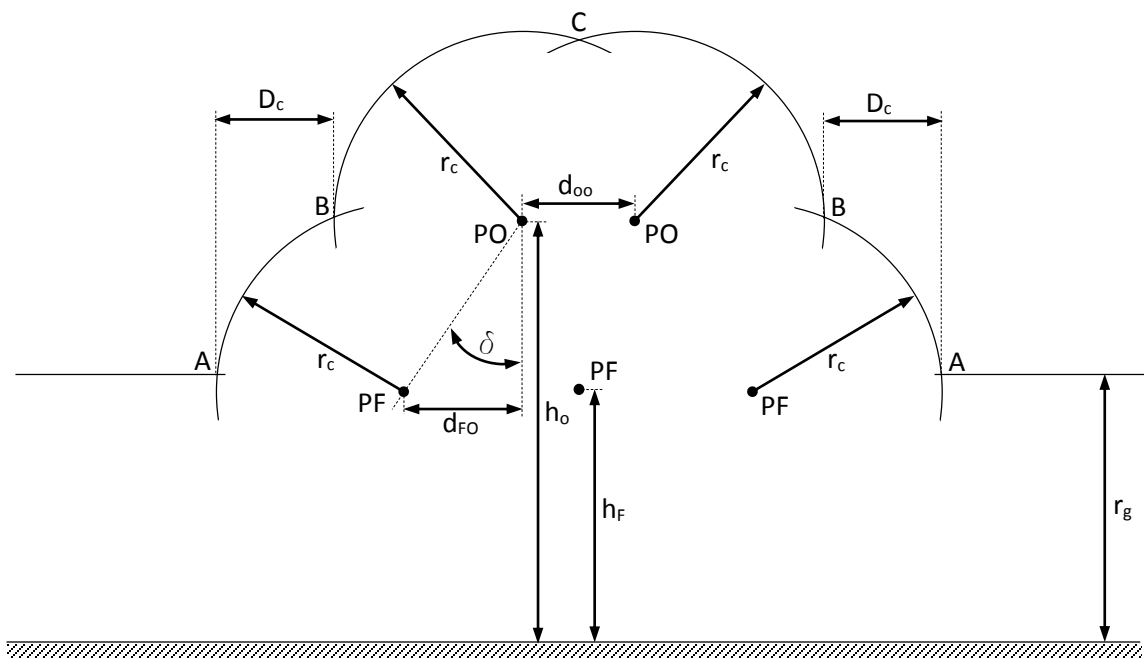
gdzie:

$f(I_F)$ funkcja gęstości rozkładu prawdopodobieństwa wartości szczytowych prądu pioruna,

D_c – dystans ekspozycyjny,

N_g – gęstość wyładowań piorunowych,

l_L – długość linii.



Rys. 8. Model elektromagnetyczny strefy ochronnej przewodów odgromowych linii napowietrznej: PO – przewód odgromowy, PF – przewód fazowy (według CIGRÉ [13])

Wraz ze wzrostem szczytowej wartości prądu pioruna promień łuków zwiększa się, a dystans D_c ulega zmniejszeniu. Zatem, wskaźnik niezadziałania ochrony odgromowej, oznaczony jako SFR (*Shielding Failure Rate*), wyznaczany jest w następujący sposób

$$SFR = 2N_g \cdot l_L \cdot \int_{I_m}^{I_k} D_c(I_F) \cdot f(I_F) dI_F \quad (3)$$

gdzie:

I_k - wartości szczytowej prądu pioruna, dla której punkt A pokrywa się z punktem B (rys. 8)
 I_m - najmniejszą zarejestrowaną szczytową wartością prądu pioruna i wg CIGRÉ [13] wynosi 3 kA.

Wartość parametru I_k jest krytyczną wartością szczytową prądu pioruna, poniżej której nie jest zapewniona ochrona linii przez przewody odgromowe. Dla prawidłowo zaprojektowanej ochrony odgromowej linii bezpośrednie uderzenie pioruna w przewody fazowe jest zdarzeniem o bardzo niskim prawdopodobieństwie i wynosi nie więcej niż 0,01 (według [28]). W publikacji [110] przeprowadzono analizę SFR i wykazano, że dla linii dwutorowej 132 kV wyposażonej w jeden przewód odgromowy wartość SFR wyniosła 0,06 przypadków nieskuteczności ochrony na 100 kilometrów długości linii, w ciągu jednego roku. Dlatego ten przypadek narażenia linii nie będzie rozważany w niniejszej rozprawie.

Uziemione elementy linii (przewody odgromowe i konstrukcje wsporcze) w wyniku uderzenia pioruna, uzyskują względem ziemi, przewodów fazowych znaczne potencjały, które mogą doprowadzić do przeskoków odwrotnych [55, 78, 79]. Najczęściej przeskok odwrotny rozpatruje się przy założeniu uderzenia pioruna w słup linii, bowiem powstałe wówczas przepięcia na izolacji stałej i powietrznej linii są największe. Jest to konsekwencją rozptyłu prądu w układzie słup – przewody odgromowe, gdzie wg literatury [47] do uziomu płynie około 60% prądu pioruna.

Przy założeniu jednoczesności występowania wartości szczytowej prądu pioruna I_F i maksymalnej stromości s_m jego narastania, wartość maksymalną U_m napięcia na izolatorze konstrukcji wsporczej linii dla układu jednoślupowego można wyrazić zależnością [80]

$$U_m = 0,6 \cdot (1 - k_{OF}) \cdot I_F \cdot R_u + (1 - k_{OF}) \cdot s_m \cdot L_s \quad (4)$$

gdzie:

R_u – rezystancja udarowa uziemienia słupa

L_s – indukcyjność słupa

k_{OF} – współczynnik sprzężenia określający wzajemną impedancję falową pomiędzy przewodem odgromowym a fazowym [47]

s_m – maksymalna stromość narastania prądu pioruna

Warunkiem zaistnienia przeskoku odwrotnego jest to, aby przy uderzeniu pioruna w słup napięcie U_m przekroczyło wartość udarową wytrzymałości elektrycznej izolacji linii. Wynika z tego, że chcąc uniknąć przeskoku odwrotnego, należy dobrać wartość rezystancji

udarowej uziemienia słupów, odpowiednią do wytrzymałość udarowej izolatorów liniowych. Należy dokonać również oceny dla jakich wartości indukcyjności słupa L_s oraz maksymalnej stromości narastania prądu pioruna s_m spadek napięcia na indukcyjności słupa może być pominięty w określaniu prawdopodobieństwa wystąpienia przeskoku odwrotnego. W rzeczywistych liniach, w których dochodzi do bezpośredniego uderzenia pioruna w element linii proces estymacji wartości napięcia na izolatorze liniowym jest bardziej złożony niż wykazany w równaniu (4) i wymaga zastosowania modelu obliczeniowego linii odpowiedniego do parametrów wyładowań piorunowych (maksymalna wartość szczytową prądu pioruna, stromość narastania czoła prądu pioruna). Uwzględniając takie założenie, w celu przeprowadzenia analizy w rozprawie został wykorzystany model napowietrznej linii elektroenergetycznej złożony z elementów wielofazowej linii długiej o parametrach zależnych od częstotliwości, modelu słupa dla warunków przepięć atmosferycznych, udarowego modelu uziomu oraz modelu charakterystyki udarowej przerwy iskrowej.

3.2. Statystyczne parametry prądu pioruna

Właściwe oszacowanie poziomu narażenia układu izolacyjnego linii pochodzących od przepięć atmosferycznych wymaga uwzględnienia mechanizmu wyładowania piorunowego oraz wartości jego parametrów. Wyładowania atmosferyczne możemy podzielić ze względu na polaryzację chmury ładunków i ze względu na kierunek propagacji lidera (wyładowania pilotującego). Dlatego wyróżnia się cztery kategorie wyładowań doziemnych, w których po wyładowaniu głównym następuje udar prądowy wyładowania powrotnego: błyskawica skierowana w dół – chmura ładunku dodatniego lub chmura ładunku ujemnego, błyskawica skierowana w górę – chmura ładunku dodatniego lub chmura ładunku ujemnego. Co najmniej 90% wyładowań skierowanych w dół ma polaryzację ujemną [4], 45-55% wyładowań zawiera tylko jeden udar. Wyładowania skierowane ku górze występują głównie z wysokich konstrukcji lub instalacji umieszczonych na szczytach gór. Większość konstrukcji linii wysokich napięć charakteryzuje się średnią wysokością (25-60 m) i nie jest generalnie narażona na występowanie wyładowań skierowanych ku górze [24]. Z tego też powodu analizy opracowane w niniejszej rozprawie będą uwzględniać wyładowania ujemne skierowane w dół.

Kształt prądu wyładowania piorunowego jest przebiegiem aperiodycznym o wklęsłym czole, który narasta w czasie kilku mikrosekund do wartości szczytowej, a następnie maleje w przybliżeniu wykładniczo, osiągając połowę wartości szczytowej po czasie kilkudziesięciu mikrosekund (rys. 9).

W analizie przepięć atmosferycznych w liniach napowietrznych podstawowymi parametrami opisującymi kształt prądu są: wartość szczytowa prądu pierwszej składowej

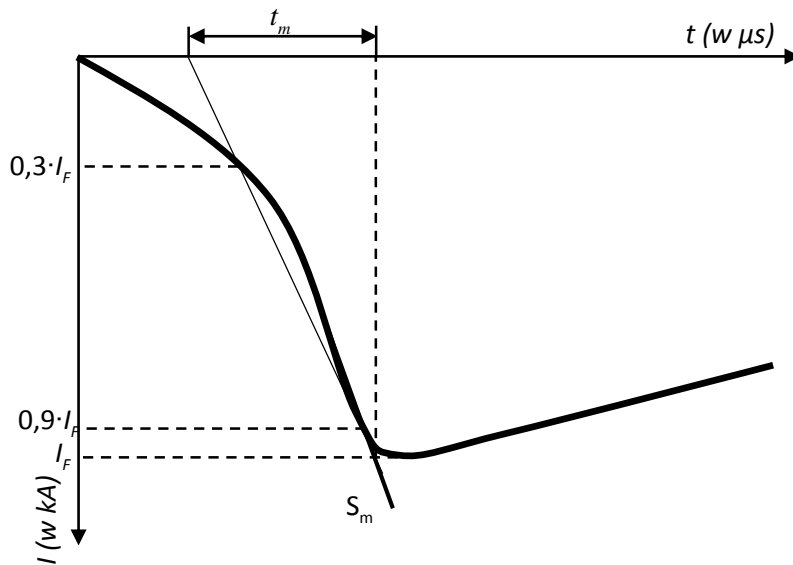
wyładowania, stromość narastania czoła, zastępczy czas wystąpienia wartości szczytowej, czas do półszczytu na grzbiecie oraz współczynnik korelacji pomiędzy nimi. Dowolny parametr x opisujący kształt prądu pioruna jest zmienną losową, która podlega rozkładowi logarytmiczno-normalnemu CIGRÉ [13]

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \theta \cdot x} \exp \left(-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln\left(\frac{x}{M}\right)}{\theta} \right]^2 \right) \quad (5)$$

gdzie:

M – mediana rozkładu logarytmiczno-normalnego (tab. 1)

θ – parametr rozkładu logarytmiczno-normalnego (tab. 1)



Rys. 9. Definicja parametrów czoła impulsu prądu wyładowania o ujemnej polaryzacji według CIGRE [13]; t_m – równoważny czas trwania czoła impulsu, S_m – maksymalna stromość narastania czoła impulsu, I_F - wartość szczytowa prądu

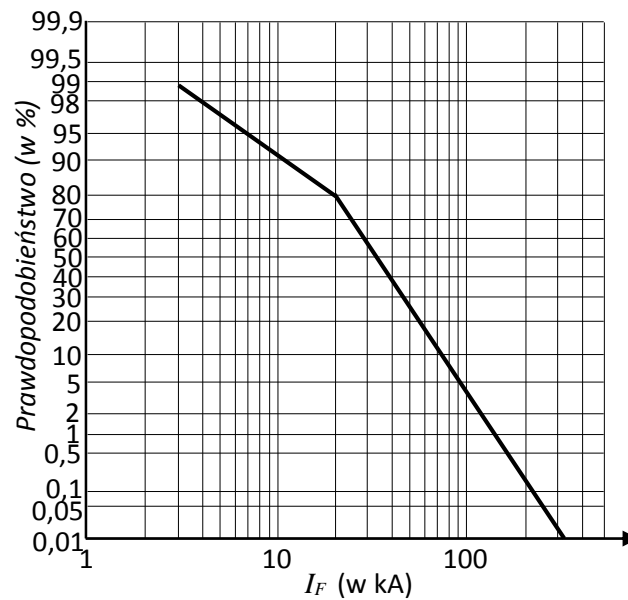
Proponowane przez CIGRÉ [13] wartości M i θ parametrów prądu pioruna, tj. wartości szczytowej I_F , maksymalnej stromości narastania S_m , zastępczego czasu wystąpienia wartości szczytowej (minimalnego równoważnego czasu trwania czoła) $t_m = S_m / I_F$, rozkładu warunkowego stromości $S_m | I_F$, oraz współczynnik korelacji pomiędzy t_m i I_F , zawarto w Tabeli 1.

Tabela 1. Zestawienie wybranych parametrów rozkładu logarytmiczno - normalnego dla charakterystyk pierwszych uderów wyładowań doziemnych ujemnych [13]

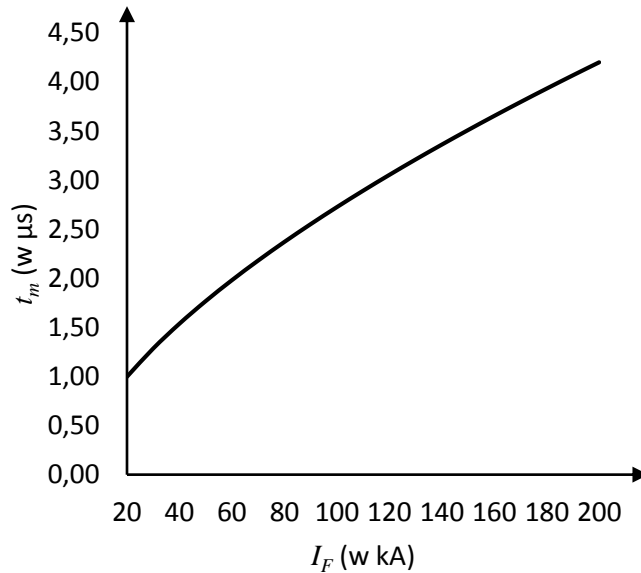
Rodzaj parametru	Wartość prądu pioruna I			
	$3 \leq I \leq 20 \text{kA}$		$I > 20 \text{kA}$	
	M	θ	M	θ
I_F - prąd szczytowy, (w kA)	61,1	1,33	33,3	0,605
S_m - maksymalna stromość czoła, (w kA/ μs)	24,3	0,599	24,3	0,599
Rozkłady pochodne				
$t_m = I_F / S_m$ min. równoważny czas czoła, (w μs)	2,51	1,23	1,37	0,670
$S_m I_F$ - rozkład warunkowy, (w kA/ μs)	$12,0 I_F^{0,171}$	0,554	$6,50 I_F^{0,376}$	0,554
$t_m I_F$ - rozkład warunkowy, (w μs)	$0,0834 I_F^{0,828}$	0,554	$0,154 I_F^{0,624}$	0,554
$I_F t_m$ - rozkład warunkowy, (w kA)	$25,2 t_m^{0,926}$	0,597	$28,4 t_m^{0,508}$	0,500
Współczynnik korelacji pomiędzy t_m i I_F $\rho_c(t_m, I_F)$	0,89		0,56	

Zaleca się zastosowanie rozkładu logarytmiczno-normalnego co najmniej dla wartości szczytowej prądu piorunowego, a dla maksymalnej stromości narastania rozkładu warunkowego $S_m | I_F$ [13].

Przykładowe charakterystyki rozkładu prawdopodobieństwa przekroczenia przez wartość szczytową prądu pioruna wartości I_F oraz rozkład warunkowy czasu do osiągnięcia wartości szczytowej przedstawiono odpowiednio na rys. 10 i 11 [13].



Rys. 10. Prezentacja zależności prawdopodobieństwa przekroczenia przez wartość szczytową prądu pioruna wartości I_F

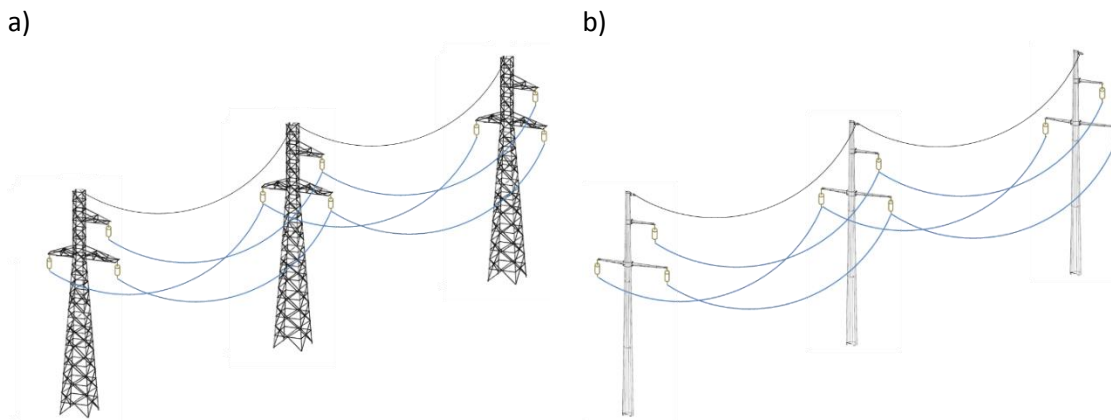


Rys. 11. Prezentacja zależności czasu do osiągnięcia przez prąd pioruna wartości szczytowej od wartości szczytowej prądu pioruna I_F

3.3. Model linii napowietrznej do analizy przepięć atmosferycznych

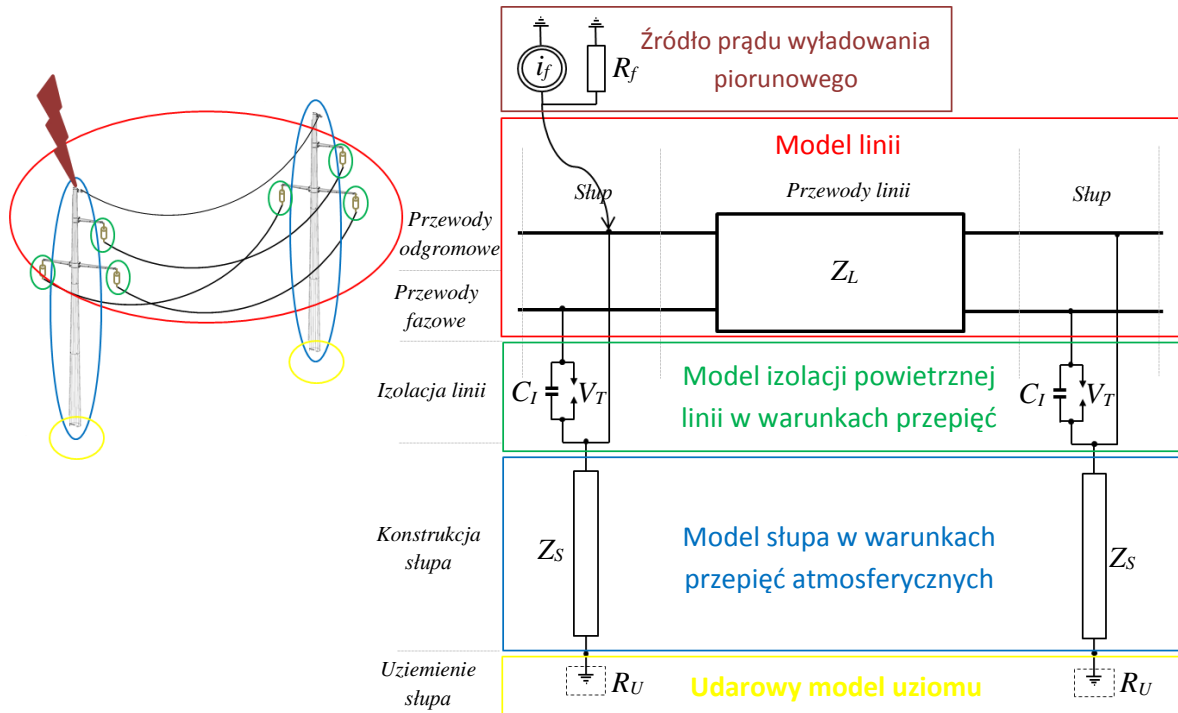
Przedstawione cechy charakterystyczne źródła zakłócenia, jakim jest uderzenie pioruna w linię, determinuje złożoność modelu linii, niezbędną do przeprowadzenia analizy wpływu rodzaju słupa na warunki propagacji przepięć atmosferycznych. Podstawą modelu jest jego kompleksowość, na którą składają się modele cząstkowe, odzwierciedlające podstawowe elementy składowe linii oraz zjawiska falowe i udarowe w nich zachodzące.

Pomimo różnych rozwiązań linii w zakresie ich konstrukcji (linie jedno-, wielotorowe, linie z płaskim, pionowym, trójkątnym układem przewodów) ogólnie linie można przedstawić, jako ciąg kaskadowo połączonych przęseł (rys. 12).



Rys. 12. Schematyczna prezentacja linii napowietrznej wykonanej z wykorzystaniem słupów kratowych (a) oraz słupów pełnościennych (b)

Z tego też powodu do celów dalszej analizy jako elementarny odcinek linii przyjęto przęsło, które zawiera modele cząstkowe takich elementów jak: odcinki linii z przewodami fazowymi i odgromowymi, konstrukcje wsporcze (słupy kratowe lub pełnościenne), układy izolacyjne i uziemienie słupów (rys. 13).



Rys. 13. Ilustracja modelu przęsła linii napowietrznej zastosowanego do analizy przepięć atmosferycznych; i_f – chwilowa wartość prąd pioruna, R_f – rezystancja odwzorowująca impedancję falowa kanału pioruna, Z_L - impedancja falowa linii, C_I – pojemność odwzorowująca izolator, V_T - model przeskoku na izolatorze, Z_S – impedancja falowa słupa, R_U - rezystancja uziemienia słupa

3.3.1. Model linii długiej o parametrach zależnych od częstotliwości

Spadek napięcia wzdłuż linii można opisać za pomocą równań różniczkowych, np. dla linii jednofazowych jak poniżej

$$-\frac{\partial u(x,t)}{\partial x} = R' \cdot i + L' \frac{\partial i(x,t)}{\partial t} \quad (6)$$

$$-\frac{\partial i(x,t)}{\partial x} = G' \cdot u + C' \frac{\partial u(x,t)}{\partial t} \quad (7)$$

gdzie:

R' - rezystancja jednostkowa linii (w omach na jednostkę długości)

L' - indukcyjność jednostkowa linii (w henrach na jednostkę długości)

C' - pojemność jednostkowa linii (w faradach na jednostkę długości)

G' - upływność jednostkowa linii (w simensach na jednostkę długości)

Ze względu na krótki czas trwania zjawiska (rzędu 10^{-5} s) jakim jest przepięcie w linii powstające na wskutek wyładowania atmosferycznego w modelu obliczeniowym musi być uwzględniana zależność parametrów R' , L' , C' , G' od częstotliwości. Równanie macierzowe opisujące model linii, w stanie ustalonym dla określonej częstotliwości, zawiera macierze napięć U , prądów I oraz impedancji Z' i przyjmuje postać:

$$-\left[\frac{dU}{dx}\right] = [Z'] \cdot [I] \quad (8)$$

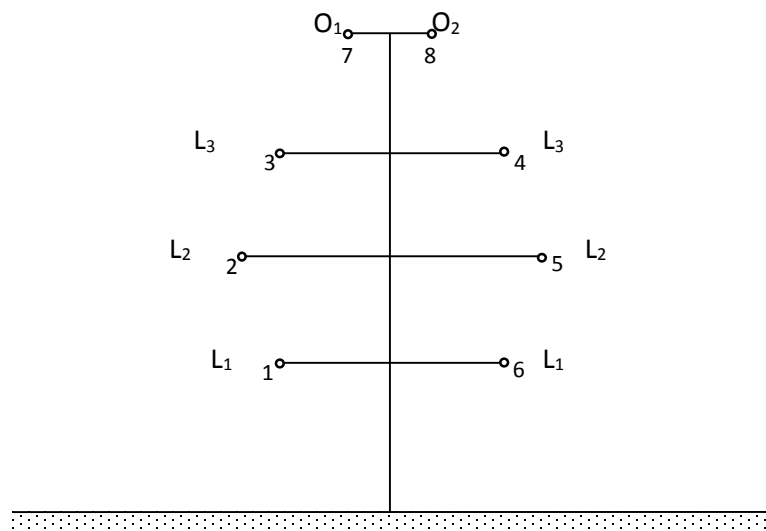
Przykładowo, dla dwutorowej linii z dwoma przewodami odgromowymi (rys. 14) równanie macierzowe opisujące model linii można zapisać:

$$-\begin{bmatrix} \frac{dU_1}{dx} \\ \frac{dU_2}{dx} \\ \vdots \\ \frac{dU_8}{dx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z'_{1,1} & Z'_{1,2} & \cdots & Z'_{1,8} \\ Z'_{2,1} & Z'_{2,2} & \cdots & Z'_{2,8} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Z'_{8,1} & Z'_{8,2} & \cdots & Z'_{8,8} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ \vdots \\ I_8 \end{bmatrix} \quad (9)$$

gdzie:

U_i – napięcie fazowe mierzone pomiędzy przewodem i a ziemią

I_i – prąd fazowy w przewodzie i



Rys. 14. Schemat rozmieszczenia przewodów fazowych (1-6) i odgromowych (7, 8) linii dwutorowej

Macierz $[Z'] = [R'(\omega)] + j\omega[L'(\omega)]$ nazywamy macierzą impedancji. Elementy diagonalne tej macierzy $Z'_{ii} = R'_{ii} + j\omega L'_{ii}$ stanowią szereg impedancji własnych pętli utworzonej przez przewód i i ziemię na jednostkę długości linii. Elementy niediagonalne macierzy impedancji $Z'_{ik} = R'_{ik} + j\omega L'_{ik}$ stanowią szereg impedancji wzajemnych pomiędzy przewodem i i k na jednostkę długości i określają wartość napięcia indukowanego w przewodzie k na skutek przepływu prądu przez przewód i oraz napięcia indukowanego w przewodzie i na skutek przepływu prądu przez przewód k . Najpopularniejszym współcześnie sposobem do obliczania parametrów linii wysokich napięć jest reguła Carsona [10, 107]. Uwzględniając poniższe założenia:

- (a) przewody są równoległe do powierzchni ziemi i są wystarczająco długie, aby trójwymiarowe efekty końcowe mogły być pomijane. Zwis jest brany pod uwagę w sposób pośredni przy użyciu średniej wysokości przewodu nad ziemią,
- (b) przestrzeń wokół linii jest jednorodna i bez strat, z przenikalnością magnetyczną μ_o , i przenikalnością elektryczną ϵ_o ,
- (c) ziemia jest jednorodna pod względem rezystywności ρ , przenikalności magnetycznej μ_o i przenikalności elektrycznej ϵ_o i jest ograniczona przez nieskończenie płaską powierzchnię, do której przewody są równoległe. Ziemię traktuje się jak przewód, czyli $1/\rho \gg \omega\epsilon_o$, a więc prądy przemieszczenia mogą być zaniedbane.
- (d) odstęp między przewodami jest co najmniej o jeden rząd wielkości większy niż promień przewodu, tak że efekty zbliżeniowe (przepływ prądu w jednym przewodzie pod wpływem prądu w sąsiednim przewodzie) mogą być ignorowane

elementy macierzy $[Z']$ można opisać za pomocą następujących relacji:

– dla impedancji własnej

$$Z'_{ii} = (R'_{i-w} + \Delta R'_{ii}) + j \left(\omega \frac{\mu_o}{2 \cdot \pi} \ln \frac{2h_i}{r_i} + X'_{i-w} + \Delta X'_{ii} \right) \quad (10)$$

– dla impedancji wzajemnej

$$Z'_{ik} = Z'_{ki} = \Delta R'_{ik} + j \left(\omega \frac{\mu_o}{2 \cdot \pi} \ln \frac{D_{ik}}{d_{ik}} + \Delta X'_{ik} \right) \quad (11)$$

gdzie:

R'_{i-w} – rezystancja wewnętrzna i -tego przewodu

X'_{i-w} – reaktancja wewnętrzna i -tego przewodu

$\Delta R'$, $\Delta X'$ – współczynniki korekcyjne uwzględniające wpływ oddziaływania ziemi

pozostałe parametry określono na rys. 15

h_i – wysokość zawieszenia i -tego przewodu

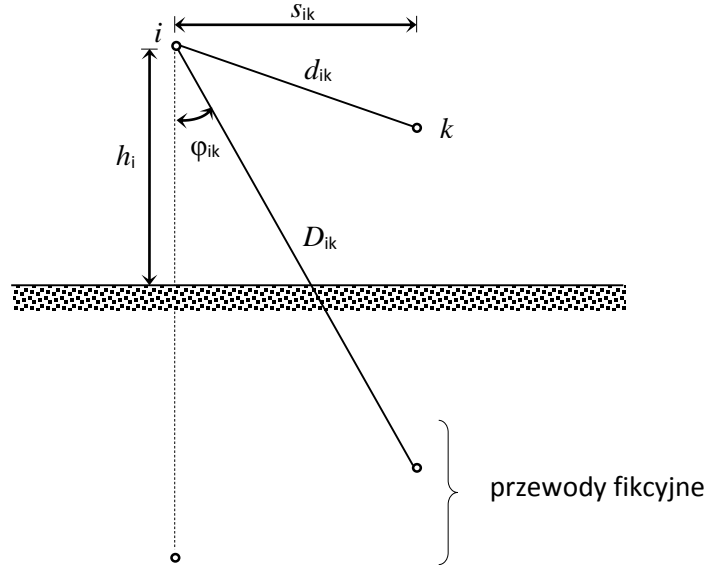
d_k – odległość pomiędzy i -tym i k -tym przewodem

D_k – odległość pomiędzy i -tym przewodem oraz odbiciem fikcyjnym dla k -tego przewodu

r_i – promień i -tego przewodu

ω – pulsacja

μ_o – przenikalność magnetyczna próżni



Rys. 15. Zależności geometryczne pomiędzy przewodami i i k zastosowane w regule Carsona

Współczynniki korekcyjne Carsona $\Delta R'$, $\Delta X'$ w równaniach (10) i (11) wprowadzone celem uwzględnienia wpływu oddziaływania gruntu są funkcją kąta φ ($\varphi=0$ dla impedancji własnej, $\varphi=\varphi_{ik}$ dla impedancji wzajemnej), które zgodnie z [21] można wyznaczyć na podstawie poniższych zależności:

$$\begin{aligned} \Delta R' = 4 \cdot \omega \cdot 10^{-4} & \left\{ \frac{\pi}{8} - b_1 \cdot s \cdot \cos \varphi + b_2 [(c_2 - \ln a) \cdot a^2 \cdot \cos 2\varphi + a^2 \sin 2\varphi] \right. \\ & + b_3 \cdot a^3 \cdot \cos 3\varphi - d_4 \cdot a^4 \cdot \cos 4\varphi - b_5 \cdot a^5 \cdot \cos 5\varphi \\ & \left. + b_6 [(c_6 - \ln a) \cdot a^6 \cdot \cos 6\varphi + \varphi \cdot a^6 \cdot \sin 6\varphi] + b_7 \cdot a^7 \cdot \cos 7\varphi - d_8 \cdot \cos 8\varphi - \dots \right\} \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \Delta X' = 4\omega \cdot 10^{-4} & \left\{ \frac{1}{2} [0,6159315 - \ln a] + b_1 \cdot a \cdot \cos \varphi + d_2 \cdot a^2 \cos 2\varphi + b_3 \cdot a^3 \cdot \cos 3\varphi \right. \\ & - d_4 [(c_4 - \ln a) \cdot a^4 \cos 4\varphi + \varphi \cdot a^4 \sin 4\varphi] + b_5 \cdot a^5 \cdot \cos 5\varphi - d_6 \cdot a^6 \cdot \cos 6\varphi \\ & \left. + b_7 \cdot a^7 \cdot \cos 7\varphi - b_8 [(c_8 - \ln a) \cdot a^8 \cos 8\varphi + \varphi \cdot a^8 \cdot \sin 8\varphi] + \dots \right\} \end{aligned} \quad (13)$$

Współczynniki a , b_i , c_i , i d_i są stałe i wyznaczone na podstawie wzorów:

$$a = 4\pi\sqrt{5} \cdot 10^{-4} \cdot D \sqrt{\frac{f}{\rho}} \quad (14)$$

gdzie

$D=2h_i$ – dla impedancji własnej

$D=D_{ik}$ – dla impedancji wzajemnej

ρ - rezystywność gruntu (w Ωm)

$$b_1 = \frac{\sqrt{2}}{6} \text{ - dla indeksów nieparzystych} \quad b_2 = \frac{1}{16} \text{ - dla indeksów parzystych}$$

$$b_i = b_{1-2} \frac{\text{znak}}{i(i+2)} \quad (15)$$

$$c_i = c_{1-2} + \frac{1}{i} + \frac{1}{i+2} \quad c_2 = 1,3659315 \quad d_i = \frac{\pi}{4} b_i$$

gdzie znak = ± 1 zmienia się co 4 wyrażenia (znak = +1 dla $i=1,2,3,4$; znak = -1 dla $i = 5, 6, 7, 8$ itd.)

Funkcje trygonometryczne występujące w wyrażeniach (12) i (13) można obliczyć bezpośrednio z danych geometrycznych dla konkretnej linii:

$$\cos \varphi_{ik} = \frac{h_i + h_k}{D_{ik}} \quad \sin \varphi_{ik} = \frac{s_{ik}}{D_{ik}} \quad (16)$$

Szybkozmienny charakter przebiegu przepięć atmosferycznych uwarunkowuje konieczność rozpatrywania poszczególnych odcinków linii jako wieloprzewodowych linii długich, których modele są opracowywane dla n wzajemnie sprzężonych pętli ziemnopowrotnych, utworzonych przez n -elementowy zbiór przewodów fazowych i odgromowych [58, 107]. Przy takim założeniu model linii w stanie ustalonym dla określonej częstotliwości opisany jest układem równań macierzowych zawierających wektory prądów i napięć oraz macierze impedancji i admitancji:

$$\begin{cases} -\frac{d^2}{dx^2}[U] = [Z] \cdot [Y] \cdot [U] \\ -\frac{d^2}{dx^2}[I] = [Y] \cdot [Z] \cdot [I] \end{cases} \quad (17)$$

gdzie:

$[U]$ – wektor $nx1$ napięć fazowych

$[I]$ – wektor $nx1$ prądów fazowych

$[Z]$ – macierz nxn jednostkowych impedancji wzdłużnych własnych i wzajemnych

$[Y]$ – macierz nxn jednostkowych admittancji wzdłużnych własnych i wzajemnych

Ze względu na znaczną liczbę wzajemnych sprzężeń pomiędzy przewodami, ale również pomiędzy przewodami i ziemią, w celu uproszczenia procedur obliczeniowych, wykorzystuje się równania macierzowe, opisujące system wielofazowy, wykorzystując teorię modalną [37]. Metoda ta jest wykorzystywana m.in. w programie *EMTP* do odwzorowania linii przesyłowych i wymaga wprowadzenia odpowiednich macierzy transformacji, przeliczających wielkości fazowe na modalne i odwrotnie [21]. Istotą uproszczenia metody obliczeniowej jest zamiana układu n wzajemnie sprzężonych obwodów ziemnopowrotnych w dziedzinie wielkości fazowych do układu n niezależnych linii jedнопроводowych w dziedzinie modów propagacji (rys. 16).

Transformacja układu równań (17) z dziedziny wielkości fazowych do dziedziny modów propagacji jest możliwa poprzez wykorzystanie macierzy wektorów własnych $[T_U], [T_I]$.

$$[U] = [T_U] [U_{\text{mod}}] \quad (18)$$

$$[I] = [T_I] [I_{\text{mod}}] \quad (19)$$

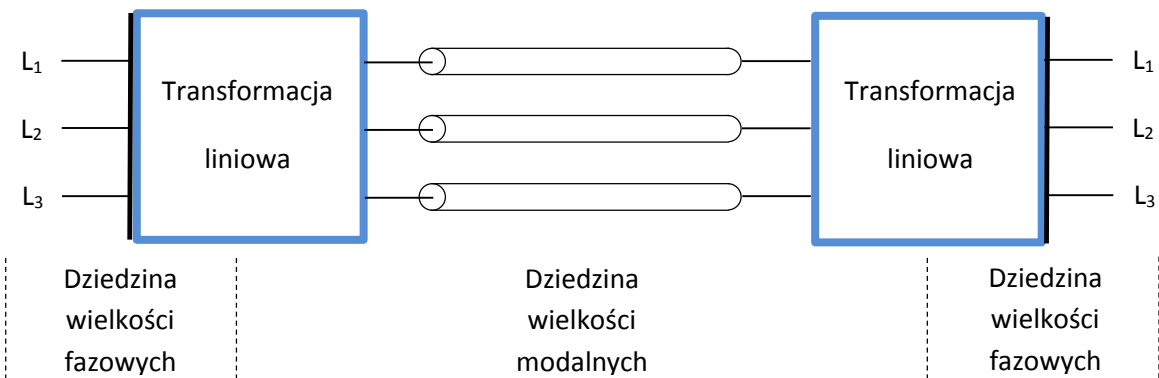
$$[U_{\text{mod}}] = [T_U]^{-1} [U] \quad (20)$$

$$[I_{\text{mod}}] = [T_I]^{-1} [I] \quad (21)$$

gdzie:

$[T_U]$ – diagonalna macierz wektorów własnych iloczynu $[Z][Y]$

$[T_I]$ – diagonalna macierz wektorów własnych iloczynu $[Y][Z]$



Rys. 16. Model linii w dziedzinie modów propagacji

Uwzględniając zależności (18-21) równanie (17) przyjmuje postać:

$$\begin{cases} -\frac{d^2}{dx^2} [U_{\text{mod}}] = [T_U]^{-1} [Z][Y][T_U] [U_{\text{mod}}] \\ -\frac{d^2}{dx^2} [I_{\text{mod}}] = [T_I]^{-1} [Y][Z][T_I] [I_{\text{mod}}] \end{cases} \quad (22)$$

Wprowadzając diagonalną macierz $[A]$ wartości własnych iloczynu $[Z][Y]$

$$[\Lambda] = [T_U]^{-1} [Z][Y][T_U] \quad (23)$$

Otrzymujemy uproszczony zapis równań (22)

$$\begin{cases} -\frac{d^2}{dx^2} [U_{\text{mod}}] = [\Lambda][U_{\text{mod}}] \\ -\frac{d^2}{dx^2} [I_{\text{mod}}] = [\Lambda][I_{\text{mod}}] \end{cases} \quad (24)$$

Wyznaczenie macierzy $[T_U]$ diagonalizującej macierz wektorów własnych iloczynu $[Z][Y]$ wymaga obliczenia wartości własnych i wektorów własnych tych macierzy. Elementy diagonalne macierzy $[A]$ stanowią wartości własne macierzy powstałej w wyniku mnożenia macierzy $[Z][Y]$, a $[T_U]$ jest macierzą wektorów własnych. Macierze $[T_U]$ i $[T_I]$ są różne, jednocześnie istnieje pomiędzy nimi zależność:

$$[T_I] = ([T_U]^{-1})^T \quad (25)$$

Porównując równanie (24) dla i -tego modu napięcia:

$$-\frac{d^2 U_{\text{mod}(i)}}{dx^2} = \lambda_i U_{\text{mod}(i)} \quad (26)$$

z równania dla pojedynczej pętli ziemnopowrotnej, można określić współczynnik propagacji dla i -tego modu w postaci:

$$\gamma_i = \alpha_i + j\beta_i = \sqrt{\lambda_i} \quad (27)$$

gdzie:

α_i – współczynnik tłumienia i -tego modu

β_i – współczynnik przesunięcia fazowego i -tego modu

Wykorzystując macierze $[T_U]$ i $[T_I]$ można dokonać diagonalizacji macierzy jednostkowych impedancji wzdłużnych $[Z]$ oraz macierzy jednostkowych admittancji poprzecznych $[Y]$.

$$[Z_{\text{mod}}] = [T_U]^{-1} [Z][T_I] \quad (28)$$

$$[Y_{\text{mod}}] = [T_U]^{-1} [Z] [T_U] \quad (29)$$

co pozwala zdefiniować pojęcie impedancji falowej dla i -tego modu

$$Z_{f \text{ mod}(i)} = \sqrt{\frac{Z_{\text{mod}(i)}}{Y_{\text{mod}(i)}}} \quad (30)$$

Analiza stanów przejściowych wynikających z przepięć atmosferycznych, a więc w sytuacjach, gdy przebiegi napięć i prądów charakteryzują się szerokim widmem częstotliwości, wymaga zastosowania modelu linii, w którym parametry obwodów ziemnopowrotnych są zależne od częstotliwości. Ze względu na fakt zastosowania zmiennych losowych opisujących kształt prądu pioruna oraz uproszczenia modelu wytrzymałości udarowej linii pewne symplifikacje są uzasadnione:

- zastosowanie modelu stałoczęstotliwościowego, w którym elementy macierzy impedancji podłużnej wyznaczane są dla jednej częstotliwości. Dla propagacji fal przepięciowych pochodzenia piorunowego przyjmuje się według [42] częstotliwość w zakresie 400-500 kHz,
- pomija się rezystancje podłużne i konduktancje poprzeczne oraz zakłada się, że ziemia jest ośrodkiem przewodzącym o rezystywności równej zero.

Tak przyjęte założenia prowadzą do wyidealizowanego modelu linii bezstratnej, w którym prędkość propagacji fal jest równa prędkości światła, a elementy macierzy impedancji falowych w dziedzinie prądów i napięć fazowych przyjmują postać:

- dla impedancji własnych

$$Z_{ii} = 60 \ln \frac{2h_i}{r_i} \quad \text{dla } i = 1, \dots, n \quad (31)$$

- dla impedancji wzajemnych

$$Z_{ik} = 60 \ln \frac{D_{ik}}{d_{ik}} \quad \text{dla } i = 1, \dots, n \quad k = 1, \dots, n \quad i \neq k \quad (32)$$

gdzie:

h_i – wysokość przewodu i nad ziemią

$r_i \ll h_i$ – promień i -tego przewodu

d_{ik} – odległość pomiędzy przewodami i -tym i k -tym

D_{ik} – odległość pomiędzy przewodem i -tym oraz lustrzanym odbiciem przewodu k względem ziemi (rys. 15).

Uzależnienie parametrów jednostkowych linii od częstotliwości wymaga również uwzględnienia impedancji falowej w dziedzinie modów propagacji:

$$Z_{f \text{ mod}(i)}(\omega) = \sqrt{\frac{R_{\text{mod}(i)}(\omega) + jX_{\text{mod}(i)}(\omega)}{G_{\text{mod}(i)}(\omega) + jB_{\text{mod}(i)}(\omega)}} \quad (33)$$

oraz współczynnika propagacji A

$$A_i(\omega) = \exp[-\gamma_i(\omega)l_L] \quad (34)$$

$$\gamma_i(\omega) = \sqrt{[R_{\text{mod}(i)}(\omega) + jX_{\text{mod}(i)}(\omega)][G_{\text{mod}(i)}(\omega) + jB_{\text{mod}(i)}(\omega)]} \quad (35)$$

gdzie

l_L – długość linii

Na podstawie charakterystyk częstotliwościowych (33) oraz (34) można dokonać syntezy równoważnego obwodu zastępczego, który charakteryzuje się zbliżonymi własnościami. Najczęściej stosowanymi metodami syntezy wykorzystującymi procedury oparte na aproksymacji są metody Semlyena [92] w dziedzinie czasu i Martiego [65] w dziedzinie częstotliwości.

Istotą aproksymacji Semlyena jest wyrażenie fali napięcia biegnącej w przód, stanowiącej odpowiedź jednostkową dla i -tego modu linii w postaci sumy dwóch przebiegów wykładniczych

$$u'_i(t) = a_i \{1 - \exp[-a_i(t - t_{0i})]\} + (1 - a_i) \{1 - \exp[-b_i(t - t_{0i})]\} \quad (36)$$

gdzie parametry a , b , c , t_0 są wyznaczone metodą najmniejszych kwadratów

Aproksymację charakterystyk impedancji falowych poszczególnych modów zgodnie z propozycją Mariego [65] dokonuje się funkcjami wymiernymi w postaci operatorowej

$$Z_{fapr}(s) = k \frac{\prod_{i=1}^n (s + z_i)}{\prod_{i=1}^n (s + p_i)} \quad (37)$$

gdzie:

z , p – zera i bieguny funkcji

k – współczynnik transmitancji

co odpowiada syntezie schematu zastępczego w postaci struktury szeregowej Fostera dwójnika RC.

Funkcja operatorowa aproksymująca zależność współczynnika propagacji od częstotliwości wg według Martiego przyjmuje postać:

$$A_{apr}(s) = k \frac{\prod_{i=1}^n (s + z_i)}{\prod_{i=1}^m (s + p_i)} \exp(-s\tau) \quad (38)$$

gdzie

τ – czas propagacji fali w linii o długości l_L

$m > n$

Należy zwrócić uwagę, że również macierze wektorów własnych $[T_U]$ oraz $[T_I]$ są zależne od częstotliwości. Dlatego też dobór częstotliwości, dla których są wyznaczane, powinien zawierać najmniejszy błąd w zakresie zbliżonym do widma analizowanych przebiegów. Dla stanów nieustalonych związanych z propagacją przepięć atmosferycznych, ze względu na specyfikę widma przebiegów, częstotliwość, dla której określa się macierze $[T_U]$ oraz $[T_I]$, wynosi około kilkaset kiloherców.

3.3.2. Model słupa w warunkach przepięć atmosferycznych

Przy obliczaniu uderzeń piorunowych na liniach przesyłowych dużym problemem jest dokładne odwzorowanie słupów przesyłowych, co stanowiło przedmiot wielu badań i analiz. Przeprowadzone badania eksperymentalne pomiaru impedancji uderowej słupów linii elektroenergetycznej w pełnej skali oraz analizy teoretyczne potwierdzają słuszność przyjęcia zasady opisywania konstrukcji słupów za pomocą wyidealizowanych brył geometrycznych (np. walec lub stożek) i przyjęcia elektrycznego schematu zastępczego w postaci jednoprzewodowej linii bezstratnej. Przyjęcie takiego założenia umożliwia opisanie parametrów słupa dla warunków przepływu prądu uderowego pochodzącego od wyładowania atmosferycznego za pomocą impedancji uderowej, długości linii (odpowiadającej wysokości słupa) oraz prędkości propagacji fali przepięciowej [13, 95].

Wykorzystując teorię pola elektromagnetycznego, jako najbardziej dostępnego fundamentalnego podejścia i przyjmując następujące założenia:

- ziemia i słup mają nieskończoną przewodność,
- w słupie nie będzie występować ulot,
- prędkość propagacji fali prądu jest niezależna od czasu i równa prędkości światła,
- fale prądu zachowują swój kształt,

można dokonać teoretycznej analizy reakcji słupa na prąd uderowy [90, 117].

Jeśli E_i pole elektryczne wynikające z prądów w punkcie w każdej chwili, a s jest to odległość wzdłuż krzywej przechodzącej przez punkt to można zapisać [90]

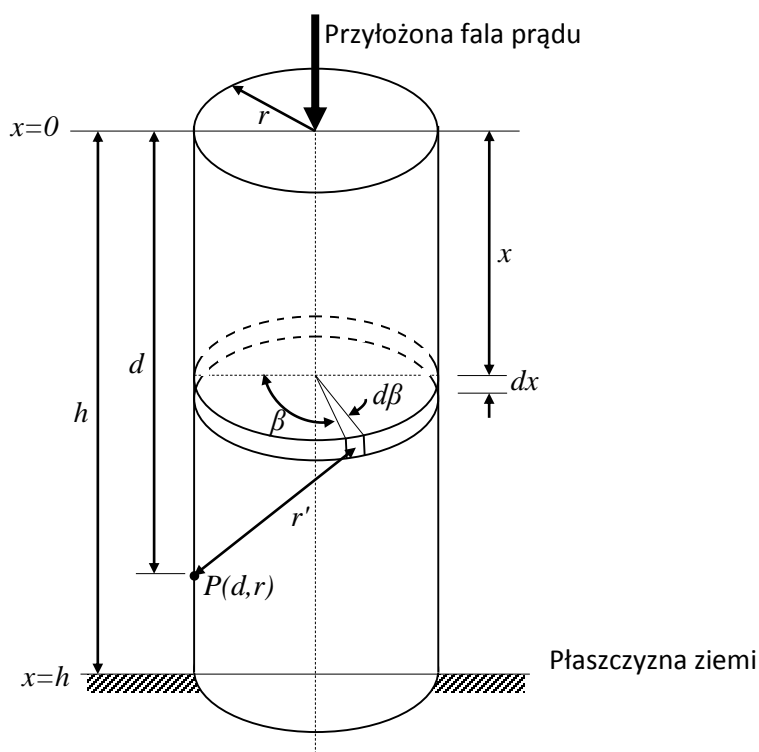
$$\oint \vec{E}_i \cdot d\vec{s} = -\oint \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \cdot d\vec{s} \quad (39)$$

gdzie:

\vec{A} - magnetyczny potencjał wektorowy w danym punkcie.

Zakładając, że słupek zostanie przedstawiony w postaci odizolowanego walca o wysokości h i promieniu r (rys. 17) oraz że w punkcie $x=0$ w czasie $t=0$ zostanie przyłożona prostokątna fala prądu I , wtedy gęstość powierzchniową prądu możemy wyrazić

$$J = \frac{I}{2\pi r} \quad (40)$$



Rys. 17. Zastępczy model słupa użyty w analizie reakcji słupa na prąd udarowy; h – wysokość słupa, d – odległość punktu P od wierzchołka słupa, r – promień zastępczy słupa

Magnetyczny potencjał wektorowy w punkcie (d,r) jest określony równaniem [90]

$$\vec{A} = \frac{\mu_o}{4\pi} \iiint \frac{J(x, \beta, t - r'/c)}{r'} dS \quad (41)$$

gdzie:

dS - element powierzchni ($dx \times r \times d\beta$) (rys. 17)

r' - odległość od powierzchni ds do punktu $P(d,r)$ (rys. 17)

c – prędkość światła

t - czas

stąd

$$\vec{A} = \frac{\mu_o}{4\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^y \frac{I}{2\pi r} \frac{r dx d\beta}{\sqrt{(x-d)^2 + r^2}} \hat{a}_d \quad (42)$$

gdzie granica całkowania y stanowi wielkość wydłużenia czasu i jest obliczana jako

$$y = \frac{1}{2}(d + c \cdot t) + \frac{r^2}{2(d - c \cdot t)} \quad (43)$$

W wyniku rozwiązania równania (42) otrzymujemy odpowiednio [90]

$$\vec{A} = \frac{\mu_o}{4\pi} I \left[\log(c \cdot t - d) - \log(-d + \sqrt{d^2 + r^2}) \right] \hat{a}_d \quad (44)$$

oraz

$$\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = \frac{\mu_o I}{4\pi} \frac{c}{c \cdot t - d} \hat{a}_d \quad (45)$$

Więc równanie (39) przyjmuje postać

$$\int_{d=0}^{d=h} \vec{E} \cdot d\vec{s} = -\frac{\mu_o I c}{4\pi} \ln \frac{c \cdot t}{c \cdot t - h} \quad (46)$$

a dla $ct \gg r$

$$\int_{l=0}^{l=p} \vec{E} \cdot d\vec{s} = -I \left[60 \ln \left(\sqrt{2} \frac{c \cdot t}{r} \right) \right] \quad (47)$$

Wyrażenie w nawiasach kwadratowych nazywamy przejściową impedancją udarową słupa i zapisujemy:

$$Z = 60 \ln \left(\sqrt{2} \frac{c \cdot t}{r} \right) \quad (48)$$

Ze względu na kształt fali prądowej wyładowania piorunowego (rys. 9) bardziej właściwe wydaje się dokonanie analizy reakcji słupa na narastającą falę prądu $I=Kt$. Stosując powyższy sposób wyliczeń, można wykazać [117], że wzór na przejściową impedancję udarową słupa w odpowiedzi na narastającą falę prądu przyjmuje postać:

$$Z = 60 \ln \left(\sqrt{2} \frac{c \cdot t}{r} \right) - 60 \quad (49)$$

Maksymalny górny potencjał słupa wystąpi po czasie potrzebnym do przebycia drogi od wierzchołka słupa do fundamentu i z powrotem ($2h$). Zakładając, że fala przepięciowa porusza się z prędkością światła, nastąpi to o czasie $t=2h/c$. Wtedy impedancja udarowa słupa osiąga maksymalną wartość wyrażoną wzorem

$$Z = 60 \ln \left(\sqrt{2} \frac{2h}{r} \right) - 60 \quad (50)$$

Zmiana bryły opisującej model słupa z walca na stożek implikuje powstanie alternatywnej zależności określającej impedancję udarową słupa. Sargent i Darveniza [90] zaproponowali zależność

$$Z = 60 \ln \left(\sqrt{2} \frac{\sqrt{h^2 + r^2}}{r} \right) \quad (51)$$

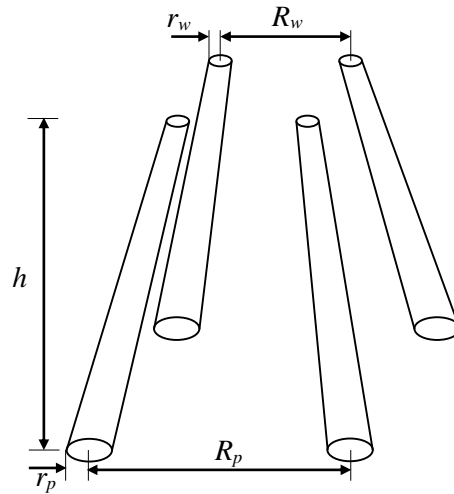
i wykazali, że stożkowe odwzorowanie słupa wykazuje impedancję udarową, która jest niezmienna w czasie, a w związku z tym niezależna od kształtu fali prądu.

Rozwinięciem powyższej metody jest propozycja przedstawiona przez Harę i Yamamoto [35], którzy zaproponowali modelowanie słupa jako grupy brył stożków ściętych (rys. 18) i obliczanie impedancji udarowej słupa według zależności:

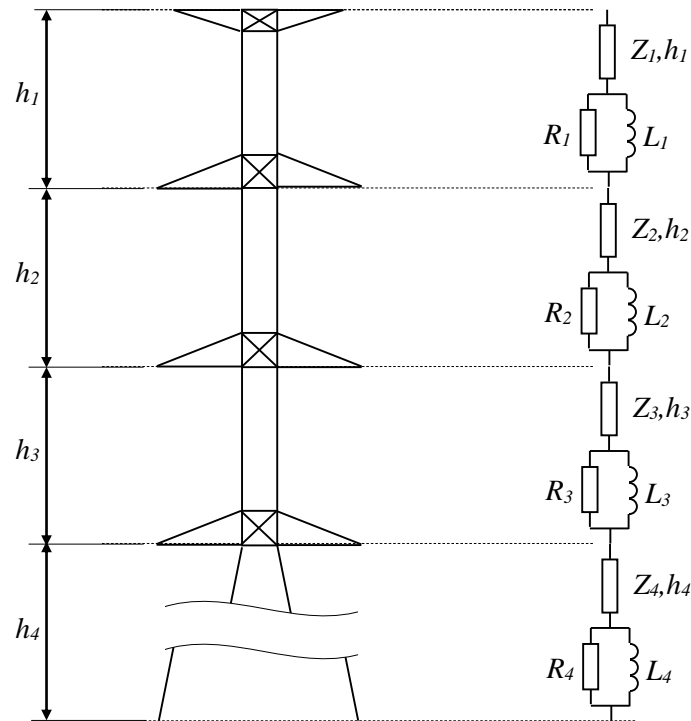
$$Z = 60 \left[\ln \left(\frac{2\sqrt{2}h}{r_z} \right) - 2 \right] \quad (52)$$

gdzie: $r_z = 2^{\frac{1}{8}} \cdot r^{\frac{1}{4}} \cdot R^{\frac{3}{4}}$ $r = r_w^{\frac{1}{3}} \cdot r_p^{\frac{3}{4}}$ $R = R_w^{\frac{1}{3}} \cdot R_p^{\frac{3}{4}}$

Dla słupów do linii najwyższych napięć, charakteryzujących się większymi wysokościami, rozwijane są modele wielopoziomowe (multistory model) [46]. Istotą tego modelu jest podział słupa (w miejscach usytuowania poprzeczników) na sekcje. Połączone szeregowo sekcje opisane są schematem zastępczym w postaci szeregowo połączonej jedнопrzewodowej linii bezstratnej o impedancji falowej Z_i i długości h_i równej wysokości sekcji oraz dwójnika $R_i L_i$ (rys. 19). Najnowszy i najbardziej szczegółowy model zaproponowany przez Motoyame i Matsaburę [72] należy do grupy modeli opartych na teorii pola elektromagnetycznego. Istotnymi cechami tej metody, opartej na odwzorowaniu słupa za pomocą walca, są: uwzględnienie kierunku kanału pioruna względem ziemi oraz zmiana wyrażen opisujących impedancje w zależności od czasu



Rys. 18. Zastępczy model słupa wg Hara i Yamamoto; rozstaw pomiędzy krawężnikami słupa przy: R_p –fundamencie, R_w – wierzchołku; promień krawężnika przy: r_p – fundamencie, r_w - wierzchołku



Rys. 19. Wielopoziomowy schemat zastępczy słupa

przemieszczania się fali przepięciowej po słupie. Zakładając, że słup zostanie przedstawiony w postaci walca o wysokości h i promieniu r (rys. 17) oraz że w punkcie $x=0$ w czasie $t=0$ zostanie przyłożona prostokątna fala prądu I , wtedy impedancja udarowa słupa wyraża się zależnościami:

$$\text{-dla} \quad 0 \leq t < \frac{r}{c} \quad Z = 0 \quad (53)$$

$$\text{-dla} \quad \frac{r}{c} \leq t < \frac{\sqrt{(2h)^2 + r^2}}{c} \quad (54)$$

$$Z = \frac{30}{\beta_p} \left[\ln \frac{d + \sqrt{d^2 + r^2}}{r} - (1 - \beta_p^2) \ln \frac{(v_p \cdot t + d) + \sqrt{(v_p \cdot t + d)^2 + (1 - \beta_p^2) \cdot r^2}}{v_p \cdot t + \sqrt{(v_p \cdot t)^2 + (1 - \beta_p^2) \cdot r^2}} \right] +$$

$$\frac{30}{\beta_s} \left[\ln \frac{d + \sqrt{d^2 + r^2}}{r} - (1 - \beta_s^2) \ln \frac{(v_s \cdot t - d) + \sqrt{(v_s \cdot t - d)^2 + (1 - \beta_s^2) \cdot r^2}}{v_s \cdot t + \sqrt{(v_s \cdot t)^2 + (1 - \beta_s^2) \cdot r^2}} \right]$$

$$\text{-dla} \quad t \geq \frac{\sqrt{(2h)^2 + r^2}}{c} \quad Z = \frac{U_s \left(\sqrt{(2h)^2 + r^2} / c \right)}{I} \quad (55)$$

gdzie:

v_p – prędkość fali prądu wyładowania głównego w kanale pioruna,

v_s – prędkość fali prądu wyładowania w słupie

U_s – napięcie na wierzchołku słupa

$$\beta_p = \frac{v_p}{c}, \quad \beta_s = \frac{v_s}{c}, \quad d = \sqrt{(c \cdot t)^2 - r^2}$$

3.3.3. Model uziomu słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych

Powszechnie uznaje się, że rezystancja uziomu zmniejsza się wraz ze wzrostem wartości prądu wskutek tego, że dochodzi do jonizacji gleby. Wyjaśnienie tego zjawiska zostało podane w [52]. Wraz z pojawieniem się na elektrodzie uziomu schodkowego napięcia następuje podobny do wyładowania wstęgowego (strimera) w powietrzu proces jonizacji gleby wokół elektrody. Gdy zostanie przekroczone krytyczne natężenie pola elektrycznego wokół elektrody dochodzi do formowania się kanałów wyładowczych o niskiej wartości rezystancji, co prowadzi do zmniejszenia się rezystancji zjonizowanej strefy praktycznie do zera. Zalecenia CIGRÉ [13] dotyczące mechanizmów jonizacji gleby przedstawiono poniżej.

Elektrody w postaci kuli

– rezystancja uziemienia wynikająca z wymiarów geometrycznych uziemienia pozostaje niezmienna do chwili rozpoczęcia jonizacji. Początek jonizacji zależy od oporu właściwego gruntu oraz składu gleby,

– po rozpoczęciu jonizacji rezystancja maleje odwrotnie proporcjonalnie do pierwiastka kwadratowego prądu.

Elektrody w postaci pręta

- rezystancja uziemienia wynikająca z wymiarów geometrycznych uziemienia pozostaje niezmienna do chwili rozpoczęcia jonizacji. Ponieważ uziemienie w postaci pręta zwykle ma niewielką średnicę, zapoczątkowanie jonizacji następuje przy stosunkowo niewielkich wartościach prądu,
- po zapoczątkowaniu jonizacji rezystancja zmniejsza się wraz z logarytmem prądu do chwili, kiedy strefa jonizacji jest tak duża, że nie może być utrzymana równoważna geometria elektrody,
- dla prądów wyższych zależność rezystancji od prądu jest jak dla przypadku kuli.

Biorąc pod uwagę niepewność w aktualnym stanie wiedzy na temat rezystancji uziomu, zastosowanie ostrożnego podejścia przy uproszczeniach wydaje się zasadne. Takim uproszczeniem dla elektrod typu pręt może być wyrażenie, które aproksymuje powyższe trzy zakresy, tj. dla rezystancji niskoprądowej dla prądów bliskich zeru, dla rezystancji zależnych od pierwiastka kwadratowego dla wartości odpowiadających bardzo wysokiemu prądowi oraz w postaci aproksymacyjnej zależności logarytmicznej pomiędzy tymi zakresami. Rezystancja udarowa uziemienia słupa może być aproksymowana za pomocą wzoru:

$$R_u(i) = \frac{R_o}{\sqrt{1 + \frac{i}{I_g}}} \quad (56)$$

gdzie:

R_o - rezystancja statyczna uziomu

I_g - graniczna wartość prądu powyżej której występuje jonizacja gleby

Prąd graniczny I_g jest podany zależnością (57), która oznacza, że końcowy spadek rezystancji jest określony przez graniczne natężenie pola elektrycznego E_g , rezystywność gruntu ρ oraz rezystancję statyczną R_o wynikającą z wymiarów geometrycznych

$$I_g = \rho \frac{E_g}{2\pi \cdot R_o^2} \quad (57)$$

gdzie:

E_g – graniczne natężenie pola elektrycznego powyżej którego występuje jonizacja gleby - wg CIGRE[13] wynosi 400kV/m,

ρ - rezystywność gruntu

Rezystancję statyczną R_o dla uziomu prętowego można obliczyć na podstawie

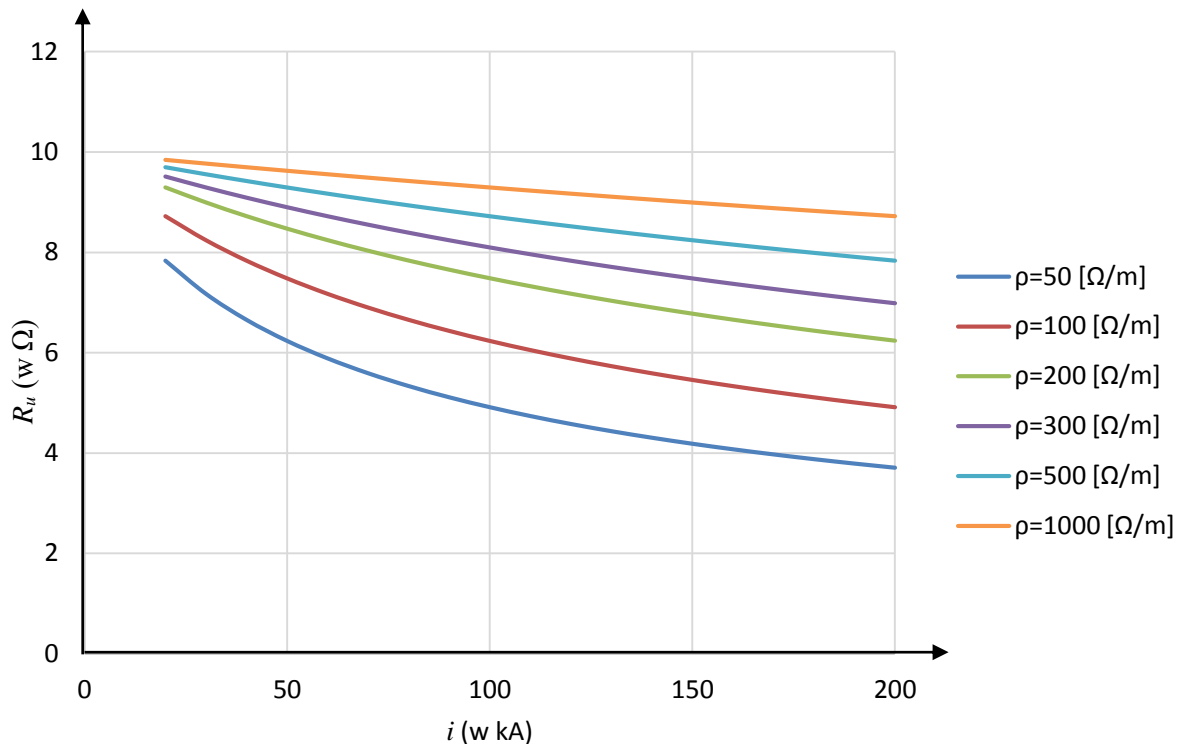
$$R_o = \frac{\rho}{2\pi \cdot l} \ln \frac{2l}{r} \quad (58)$$

gdzie:

l – długość uziomu

r – promień uziomu

Przykładowe charakterystyki obrazujące zmianę rezystancji uziomu w funkcji prądu dla wybranych rezystywności gruntu przedstawiono na rys. 20.



Rys. 20. Zależność rezystancji uziomu R_u od wartości prądu przepływającego przez uziom dla wybranych rezystywności gruntu ρ , ($R_0=10\Omega$)

3.3.4. Model izolacji powietrznej linii w warunkach przebiegów atmosferycznych

Stochastyczny charakter przebiegu udarów pochodzenia piorunowego oraz wpływu elementów systemu energetycznego na wartość prądu udarowego przepływającego przez jego elementy generują dużą populację kształtów napięciowych fal udarowych jakie mogą oddziaływać na strukturę izolacji energetycznej systemów przesyłowych. Chociaż koordynacja zagadnień dotyczących izolacji zwykle opiera się na charakterystykach udarowych określonych dla standardowych napięć udarowych (1,2/50 μs), to ważne jest, aby możliwa była ocena sprawności izolacji odgromowej, kiedy zostanie ona poddana działaniu udaru niestandardowego.

Charakterystyki wytrzymałościowe izolacji powietrznej na udary niestandardowe tradycyjnie były szacowane na podstawie krzywych pomiarowych typu napięcie–czas. Jednocześnie oprócz tego sposobu opracowano inne podejście analityczne. W literaturze technicznej [13] stosowane są następujące nazwy dla takich metod: „metoda całkowania”, „indeks surowości” lub „metoda przebicia” i prawo „równych powierzchni”. Poszerzana w ostatnich dziesięcioleciach wiedza na temat fizyki procesu przebicia została wykorzystana do stworzenia modeli fizycznych nazywanych modelami propagacji lidera - LDM.

Podstawą „metody całkowania” jest opracowanie analitycznej procedury mającej na celu przewidywanie wytrzymałego napięcia na podstawie danych dotyczących przeskoków, które są uzyskiwane dla standardowych napięć udarowych, a następnie przewidywanie sprawności, jako funkcji jednego lub kilku znaczących parametrów napięciowej fali udarowej o niestandardowym kształcie. Podstawowe założenia dla metody całkowania:

- zjawisko przeskoku rozwija się po przekroczeniu w chwili t_o wartości U_o poprzez napięcie doprowadzone do układu izolacyjnego
 - czas do przeskoku t_b jest funkcją różnicy doprowadzonego napięcia $u(t)$ i wartości U_o oraz czasu, w którym $u(t) > U_o$
 - dla układu izolacyjnego o danej konfiguracji istnieją jednoznacznie określone stałe D , n
- Przy powyższych założeniach wytrzymałość udarową izolacji określa następujące równanie całkowe

$$D = \int_{t_o}^{t_b} [u(t) - U_o]^n dt \quad (59)$$

gdzie:

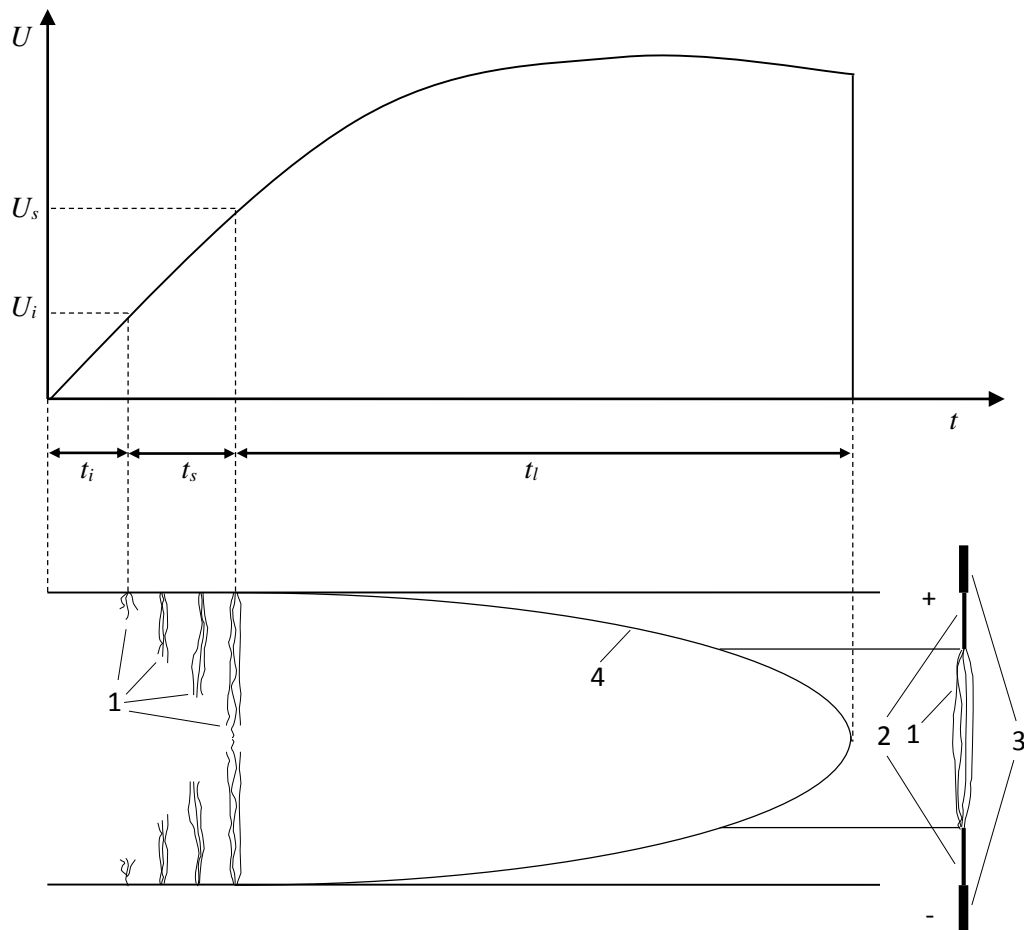
$u(t)$ - chwilowa wartość napięcia doprowadzona do układu izolacyjnego

U_o - wartość napięcia, po przekroczeniu której rozpoczyna się rozwój przeskoku

t_o – czas, w którym wartość napięcia doprowadzonego do układu przekroczy wartość U_o

t_b – czas, w którym dochodzi do przeskoku

Pomimo łatwości zastosowania metody całkowania jej słabą stroną jest to, że odnosi się ona do określonych geometrii i określonych kształtów napięcia, co ogranicza jej zastosowanie. Wada metod całkowania wytycza odmienny kierunek badań znacznie doskonalszych metod rozwoju lidera. Analiza procesu wyładowania potwierdza, że z jakościowego punktu widzenia, pomimo różnorodności kształtów udarów i różnej geometrii odstępów izolacyjnych, proces rozwoju wyładowania zawsze składa się z trzech różnych faz: zapoczątkowania ulotu, propagacji wyładowania wstęgowego (strimera)



Rys. 21. Fazy procesu wyładowania elektrycznego: t_i -czas zapoczątkowania ulotu, t_s -czas propagacji wyładowania wstęgowego, t_l - czas propagacji lidera, U_i – wartość napięcie powyżej którego rozpoczynają się wyładowania wstęgowe, U_s – wartość napięcia powyżej której rozpoczyna się rozwój lidera wyładowania; 1 - wyładowania wstęgowe (strimery), 2 - lider wyładowania, 3 – elektrody, 4 – krzywa opisująca odległość pomiędzy elektrodami nie pokrytą przez lidera

i propagacji lidera [83, 108]. W konsekwencji czas do przebicia t_c może być wyrażony w postaci trzech składników (rys. 21):

$$t_c = t_i + t_s + t_l \quad (60)$$

gdzie:

- t_i – czas trwania fazy zapoczątkowania ulotu
- t_s – czas propagacji wyładowania wstęgowego
- t_l – czas propagacji lidera

Większość rzeczywistych izolacji powietrznych dotyczy relatywnie niejednorodnego rozkładu pola i ich napięcie, przy którym dochodzi do zapoczątkowania ulotu, jest dużo niższe niż napięcie przebicia. Dlatego uwzględniając również wysoką szybkość narastania pojawiającego się napięcia, czas zapoczątkowania ulotu jest pomijany bez popełnienia dużego błędu.

Czas t_s jest zwykle wyliczany jako czas, w którym napięcie osiąga wartość przy ustalonym średnim natężeniu pola w szczelinie (natężenie pola, jakie występuje w odstępnie izolacyjnym). W pracy [83] wykazano, że czas fazy strimerowej trwa do momentu, gdy średnie natężenie pola elektrycznego (w sensie ilorazu napięcia i odległości międzyelektrodowej) przekracza w przerwie iskrowej pewną ustaloną wartość (np. 500 kV/m). Jest to jednak znaczące uproszczenie i bardziej racjonalne wydaje się stosowanie wzorów empirycznych otrzymywanych z badań eksperymentalnych, na podstawie których czas trwania fazy strimerowej może być oszacowany za pomocą równania:

$$\frac{1}{t_s} = 1,25 \frac{E_m}{E_{50}} - 0,95 \quad (61)$$

gdzie:

E_m – maksymalne średnie natężenie pola elektrycznego w przerwie iskrowej przed przeskokiem

E_{50} – średnie natężenie pola elektrycznego odpowiadające 50-procentowemu napięciu przeskoku U_{50}

Warunkiem koniecznym stosowania powyższej zależności jest znajomość maksymalnej wartości napięcia w rozpatrywanym układzie izolacyjnym. W analizach symulacyjnych zastosowanie tej metody nie jest możliwe ze względu na brak znajomości wartości maksymalnej napięcia (faza strimerowa kończy się przed osiągnięciem wartości maksymalnej, rys. 21). Dlatego do celów analiz symulacyjnych zasadnym jest korzystanie z zależności opracowanej przez H. Motoyamę [74], który zaproponował warunki rozpoczęcia rozwoju fazy liderowej przeskoku w układzie ostrze–ostrze, przy założeniu $t_p=0$, a czas fazy strimerowej wyznaczyć na podstawie wartości średniej napięcia:

$$\frac{1}{t_s} \int_0^{t_s} u(t) dt > \begin{cases} 400D + 50 & \text{dla polaryzacji dodatniej} \\ 460D + 150 & \text{dla polaryzacji ujemnej} \end{cases} \quad (62)$$

gdzie:

D – odstęp międzyelektrodowy wyrażony w metrach,

$u(t)$ – napięcie w kilowoltach

t_s – czas w mikrosekundach

Czas propagacji lidera może być wyznaczany na podstawie znajomości szybkości postępu lidera, która zależy od powstałego napięcia i długości lidera. Doświadczenia wykazują, że szybkość lidera $v(t)$ rośnie odwrotnie proporcjonalnie do długości odcinka szczeliny, który nie został jeszcze pokryty przez lidera [13], i może być opisana wzorem:

$$\frac{dL}{dt} = f\left(\frac{u(t)}{D-L} - E_o\right) \quad \text{dla } t > t_s \quad (63)$$

z warunkiem początkowym $L(t_s)=0$

gdzie:

D – długość szczeliny,

L – długość lidera,

$u(t)$ rzeczywista wartość napięcia (wartość bezwzględna) w szczelinie,

E_o – wartość natężenia pola elektrycznego w niezwartej przez lidera przestrzeni międzyelektrodowej warunkująca rozpoczęcia rozwoju lidera.

Postać funkcji f w równaniu różniczkowym (63) jest ustalana na podstawie badań eksperymentalnych. W oparciu o badania [29], CIGRÉ [13] zaleca wyznaczanie prędkości zmian długości lidera na podstawie równania

$$\frac{dL}{dt} = k \cdot u(t) \left[\frac{u(t)}{D-L} - E_o \right] \quad (64)$$

z parametrami k oraz E_o rekomendowanymi przez CIGRE dla łańcuchów izolatorów kołpakowych bez osprzętu.

W sytuacji, gdy natężenie pola elektrycznego zmniejszy się poniżej wartości E_o

$$\frac{u(t)}{D-L} < E_o \quad (65)$$

rozwój lidera jest zatrzymany. Natomiast warunkiem przeskoku w przerwie międzyelektrodowej jest, aby długość lidera była równa odstępowi pomiędzy elektrodami

$$L(t) = D \quad (66)$$

Czas t_c do przebicia jest wtedy równy sumie czasu trwania fazy strimerowej t_s oraz czasu trwania fazy liderowej t_l

$$t_c = t_s + t_l \quad (67)$$

4. OCENA POZIOMU ZAGROŻENIA PRZEPIĘCIOWEGO LINII NAPOWIETRZNYCH WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYKONANYCH Z WYKORZYSTANIEM PEŁNOŚCIENNYCH STALOWYCH KONSTRUKCJI WSPORCZYCH

4.1. Symulacja komputerowa przebiegów atmosferycznych w linii

Symulacje komputerowe przebiegów atmosferycznych w linii zostały wykonane w oparciu o aplikację informatyczną ATP-EMTP. ATP-EMTP (Alternative Transients Program) to pakiet programów służący do wykonywania obliczeń w układach i systemach elektroenergetycznych. Należy on do grupy programów opracowanych do wszechstronnej analizy stanów nieustalonych w dziedzinie czasu – w skrócie EMTP (Electromagnetic Transients Program). Schemat zastępczy linii w programie ATP-EMTP został zbudowany jako ciąg szeregowo połączonych schematów zastępczych przęśla linii. Wybór schematu zastępczego przęśla oraz ilości przęseł został poprzedzony oceną wpływu:

- modelu słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych na wartość impedancji udarowej słupa,
- schematu zastępczego słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych na wartości przebiegów powstających w elementach linii,
- liczby przęseł w modelu linii na wyniki obliczeń.

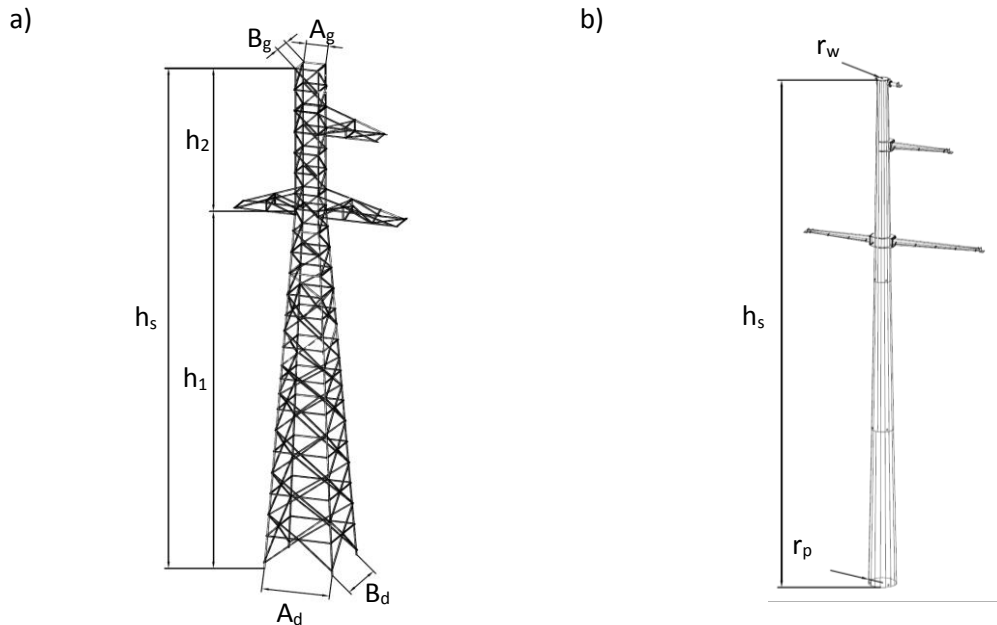
Ponadto, standardowo dostępne w programie ATP-EMTP elementy linii uzupełniono o model przeskoku na izolatorze oparty na metodzie rozwoju lidera. Model przeskoku został napisany w języku MODELS. Przeprowadzono symulacje przebiegów powstających w wyniku bezpośredniego uderzenia pioruna w wierzchołek słupa w liniach jedno i dwutorowych 110 kV. Obliczenia przeprowadzono oddzielnie dla linii wykonanej na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi wykazując w ten sposób wpływ rodzaju słupa na charakter przebiegów występujących w linii.

4.1.1. Wpływ modelu oraz schematu zastępczego słupa na wyniki obliczeń

W celu dokonania oceny wpływu modelu słupa w warunkach przebiegów atmosferycznych na wartość impedancji udarowej słupa wybrano opisane w rozdziale 3 trzy metody modelowania słupa. Dla każdej wybranej metody, rodzaju oraz typu słupa wyznaczono impedancję udarową a następnie dokonano analizy otrzymanych wyników obliczeń. Do obliczeń wybrano typowe sylwetki słupów kratowych oraz pełnościennych używane do budowy linii o napięciu 110 kV [49, 50]. Ponieważ najczęstszym zastosowaniem charakteryzują się słupy przelotowe i odporowe o małym kącie załomu (mocne), w wykonanej analizie uwzględniono przede wszystkim tego rodzaju słupy. Obliczenia prowadzono dla słupów linii jedno- i dwutorowej o wysokości równej:

- 17 m dla słupów przelotowych typu P(0),

– 15 m dla słupów figurowych mocnych typu M2(0).



Rys. 22. Oznaczenia zastosowanych wymiarów geometrycznych słupów a) kratowych, b) pełnościennych; h_s – wysokość słupa, długość trzonu słupa: h_1 – od fundamentu do dolnych poprzeczników, h_2 – od dolnych poprzeczników do wierzchołka słupa; szerokość trzonu słupa kratowego przy fundamencie w kierunku: A_d – prostopadłym do przewodów, B_d – równoległym do przewodów; szerokość trzonu słupa kratowego na wierzchołku w kierunku: A_g – prostopadłym do przewodów, B_g – równoległym do przewodów; r_p – promień trzonu słupa pełnościennego przy fundamencie, r_w – promień trzonu słupa pełnościennego na wierzchołku

Przyjęta wysokość słupów stanowi odległość od poziomu ziemi do poprzecznika zamocowanego najniżej. W obliczeniach uwzględniono również możliwe podwyższenia słupów o 2,5m, 5m i 10 m. W celu zamodelowania słupów przyjęto metodę ich odwzorowania w postaci brył prostych (walec, stożek) o wymiarach określonych na podstawie informacji zawartych w tabelach 2 i 3.

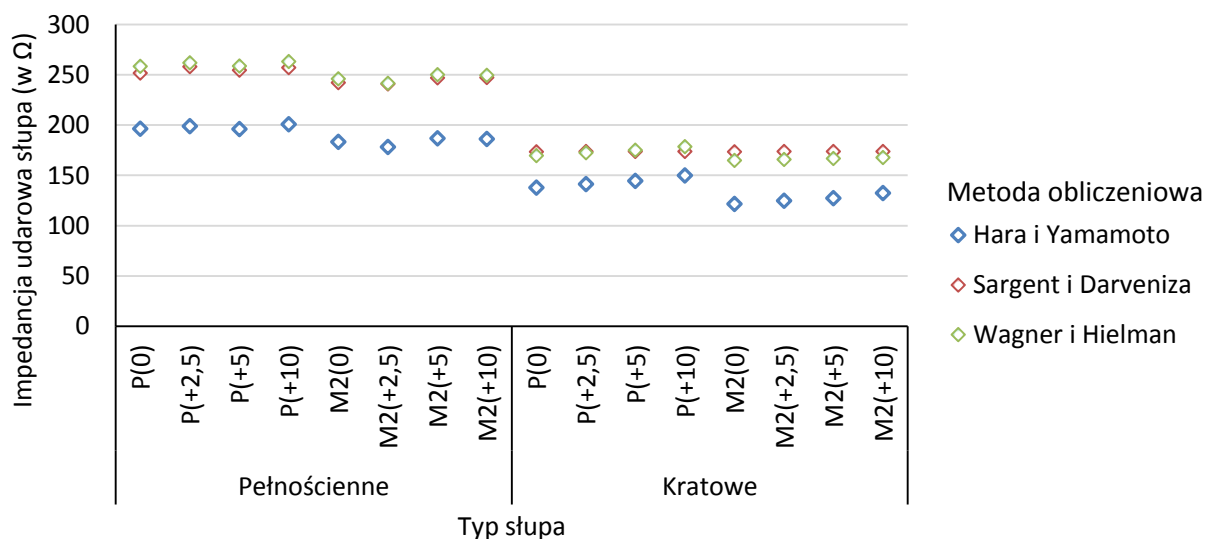
Tabela 2. Wymiary geometryczne słupów dla linii jednotorowej 110kV przyjęte do obliczeń

Typ słupa	Kratowe				Pełnościenne					
	h_s (w m)	h_2 (w m)	h_1 (w m)	A_g (w m)	B_g (w m)	A_d (w m)	B_d (w m)	h_s (w m)	r_w (w m)	r_p (w m)
P(0)	23,3	6,3	17	1,7	1,7	2,97	2,17	22,6	0,153	0,482
P(+2,5)	25,8	6,3	19,5	1,7	1,7	3,29	2,37	25,1	0,184	0,482
P(+5)	28,3	6,3	22,0	1,7	1,7	3,62	2,58	27,6	0,209	0,561
P(+10)	33,3	6,3	27,0	1,7	1,7	4,28	2,99	32,6	0,209	0,637
M2(0)	22,0	7,0	15,0	1,2	1,2	3,76	3,76	22,6	0,214	0,566
M2(+2,5)	24,5	7,0	17,5	1,2	1,2	4,20	4,20	25,1	0,291	0,642
M2(+5)	27,0	7,0	20,0	1,2	1,2	4,64	4,64	27,6	0,255	0,637
M2(+10)	32,0	7,0	25,0	1,2	1,2	5,52	5,52	32,6	0,316	0,749

Tabela 3. Wymiary geometryczne słupów dla linii dwutorowej 110kV przyjęte do obliczeń

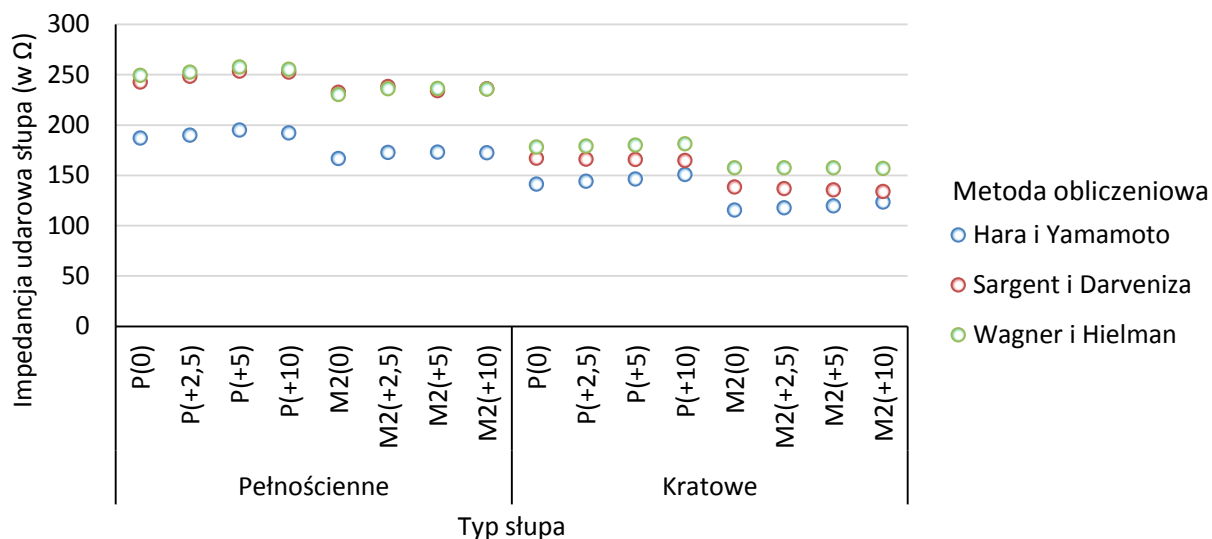
Typ słupa	Kratowe							Pełnościenne		
	h_s (w m)	h_2 (w m)	h_1 (w m)	A_g (w m)	B_g (w m)	A_d (w m)	B_d (w m)	h_s (w m)	r_w (w m)	r_p (w m)
P(0)	26,6	9,6	17,0	1,4	1,4	3,77	2,76	25,8	0,204	0,637
P(+2,5)	29,1	9,6	19,5	1,4	1,4	4,19	3,03	28,3	0,235	0,637
P(+5)	31,6	9,6	22,0	1,4	1,4	4,60	3,30	30,8	0,235	0,637
P(+10)	36,6	9,6	27,0	1,4	1,4	5,43	3,83	35,8	0,306	0,750
M2(0)	24,7	9,7	15,0	1,6	1,6	4,97	4,97	24,6	0,381	0,721
M2(2,5)	27,2	9,7	17,5	1,6	1,6	5,61	5,61	27,1	0,381	0,721
M2(5)	29,7	9,7	20,0	1,6	1,6	6,26	6,26	29,6	0,355	0,843
M2(10)	34,7	9,7	25,0	1,6	1,6	7,54	7,54	34,6	0,457	0,955

Na podstawie zebranych wymiarów geometrycznych słupów dokonano obliczeń impedancji udarowych słupów. Na tym etapie przyjęto założenie, że słup będzie reprezentowany przez jedną bezstratną linię długą. Prezentację otrzymanych wyników obliczeń dla różnych typów słupów linii jednotorowych i dwutorowych uzyskanych na podstawie wybranych metod modelowania zawarto na rys. 23 oraz 24.



Rys. 23. Prezentacja wartości impedancji udarowych słupów stosowanych w liniach jednotorowych 110kV uzyskanych w wyniku zastosowania wybranych metod obliczeniowych

Analiza uzyskanych wartości impedancji udarowych słupów świadczy, że zaproponowane metody obliczenia impedancji udarowej [90, 117] wykazują zbieżność wartości z 5-proc. średnim odchyleniem. Wartości impedancji wyznaczone na podstawie metody [35] charakteryzują się mniejszą o 20% wartością. Jest to wynikiem przyjęcia przez Hara i Yamamoto założenia, że dla modelu stożka ściętego przy wyznaczaniu wartości promienia zastępczego słupa uwzględnia się 30-proc. zwiększenie promienia przy podstawie słupa.



Rys. 24. Prezentacja wartości impedancji udarowych słupów stosowanych w liniach dwutorowych 110kV uzyskanych w wyniku zastosowania wybranych metod obliczeniowych

Przedstawione metody wyznaczania impedancji udarowej słupa wykazały, że parametr ten jest uzależniony od proporcji między wysokością i promieniem zastępczym słupa. Analiza tej proporcji przeprowadzona dla wybranych typów i rodzajów słupów dowodzi, że słupy przelotowe są wyższe od słupów mocnych, jednocześnie słupy mocne ze względu na większe obciążenia od naciągu przewodów charakteryzują się większą średnicą. Dlatego impedancja udarowa słupów przelotowych jest większa od impedancji udarowej słupów mocnych o 6% dla słupów jednotorowych i 13% dla słupów dwutorowych.

Analizując uzyskane wyniki obliczeń, stwierdzono istotną różnicę pomiędzy wartościami impedancji udarowej dla słupów kratowych i słupów pełnościennych. Korzystając z zależności

$$\Delta Z = \frac{Z_P - Z_K}{Z_K} 100\% \quad (68)$$

gdzie:

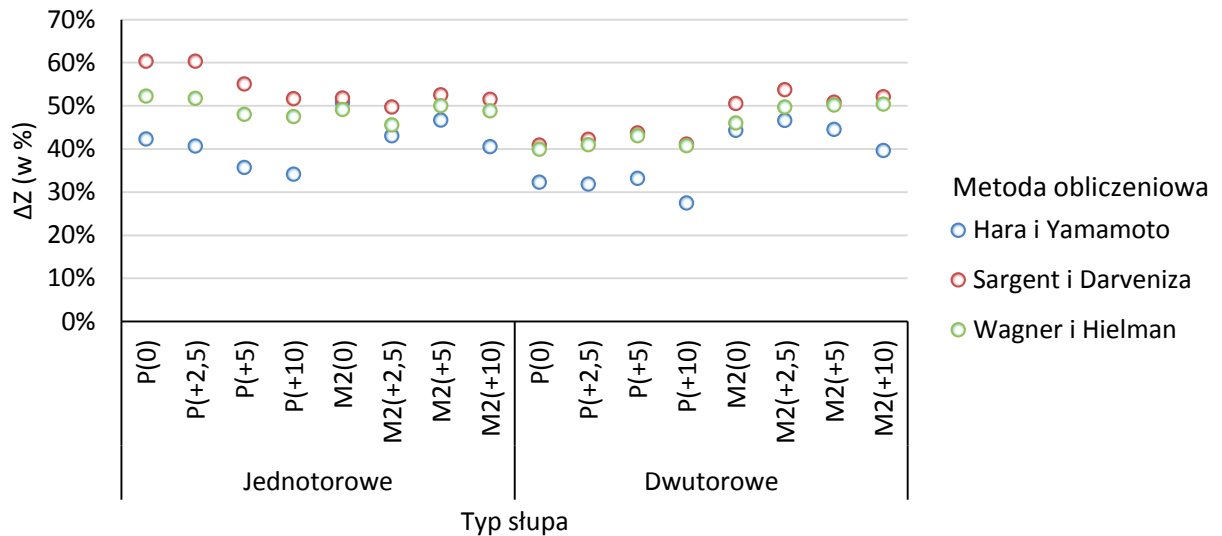
ΔZ – procentowy przyrost wartości impedancji udarowej słupa w wyniku zamiany słupa kratowego na pełnościenny

Z_P – impedancja udarowa słupa pełnościennego

Z_K – impedancja udarowa słupa kratowego ekwiwalentnego do słupa pełnościennego,

określono wpływ rodzaju konstrukcji wsporczej na wartość impedancji udarowej.

Smukłe i wąskotrzonowe sylwetki słupów pełnościennych charakteryzują się istotnie mniejszym promieniem niż odpowiadające im słupy kratowe. Mniejsza wartość zastępczego promienia słupa przy zachowaniu tej samej wysokości powoduje, iż impedancja udarowa słupów pełnościennych jest większa. Procentowy wzrost wartości impedancji udarowej słupów pełnościennych określony z wykorzystaniem wybranych metod obliczeniowych przedstawiono na rys. 25.



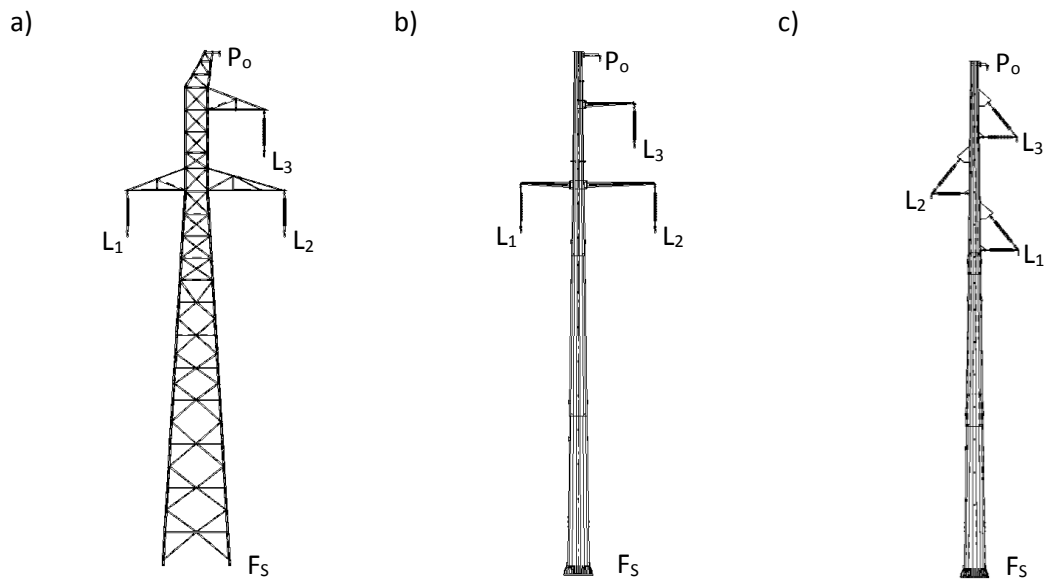
Rys. 25. Porównanie wartości impedancji udarowej słupa pełnościennego z impedancją słupa kratowego dla linii 110kV

Przeprowadzona analiza porównawcza wykazała, że z powodu mniejszej średnicy trzonu impedancja udarowa słupów pełnościennych jest o około 50% większa od impedancji słupów kratowych, co potwierdza potrzebę oceny wpływu rodzaju zastosowanego słupa na niezawodność linii.

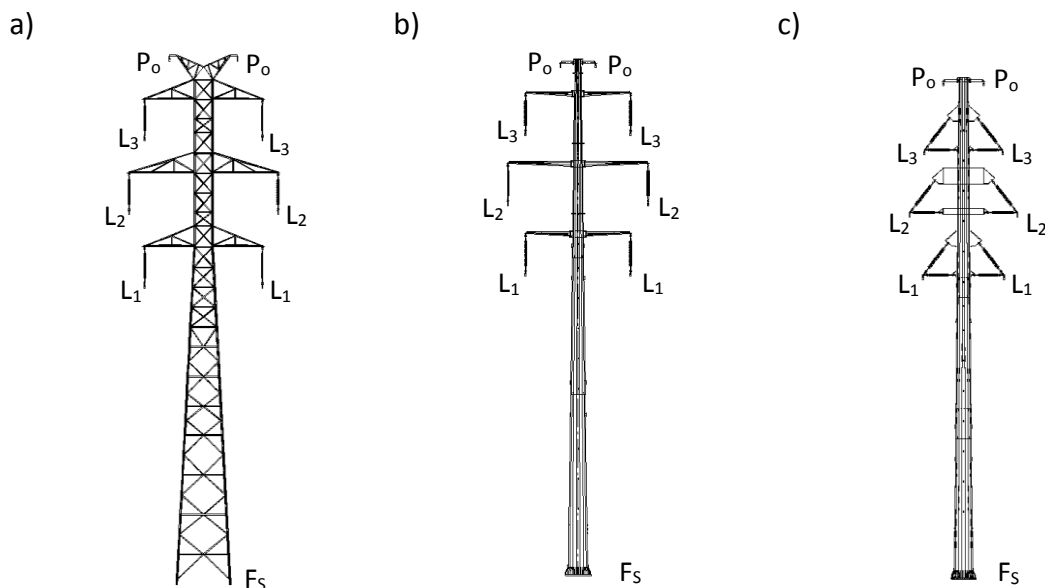
Ponieważ w warunkach przepływu prądu udarowego wartość maksymalna spadku napięcia na słupie rośnie wraz ze wzrostem impedancji udarowej słupa, dlatego w dalszych analizach parametr ten będzie obliczany według metody, dla której uzyskano największe wartości impedancji (metoda zaproponowana przez Wagnera i Hielmana).

W celu dokonania oceny wpływu schematu zastępczego słupa na wyniki obliczeń dla wybranych słupów przelotowych jednotorowych rys. 26 i dwutorowych rys. 27 opracowano trzy propozycje schematów zastępczych słupów. Zastępcze schematy słupów zostały opracowane dla różnych ilości sekcji podziału słupów. Schemat zastępczy odwzorowujący słup w postaci jednej bezstratnej linii długiej przedstawia „Schemat 1”. Kolejne rozbudowy schematów zastępczych „Schemat 2” dla podziału trzonu słupa na trzy dla słupów jednotorowych lub cztery dla słupów dwutorowych szeregowo połączone

bezstratne linie długie oraz „Schemat 3” dodatkowo rozbudowany o bezstratne linie długie odwzorowujące poprzeczniki rys. 28.

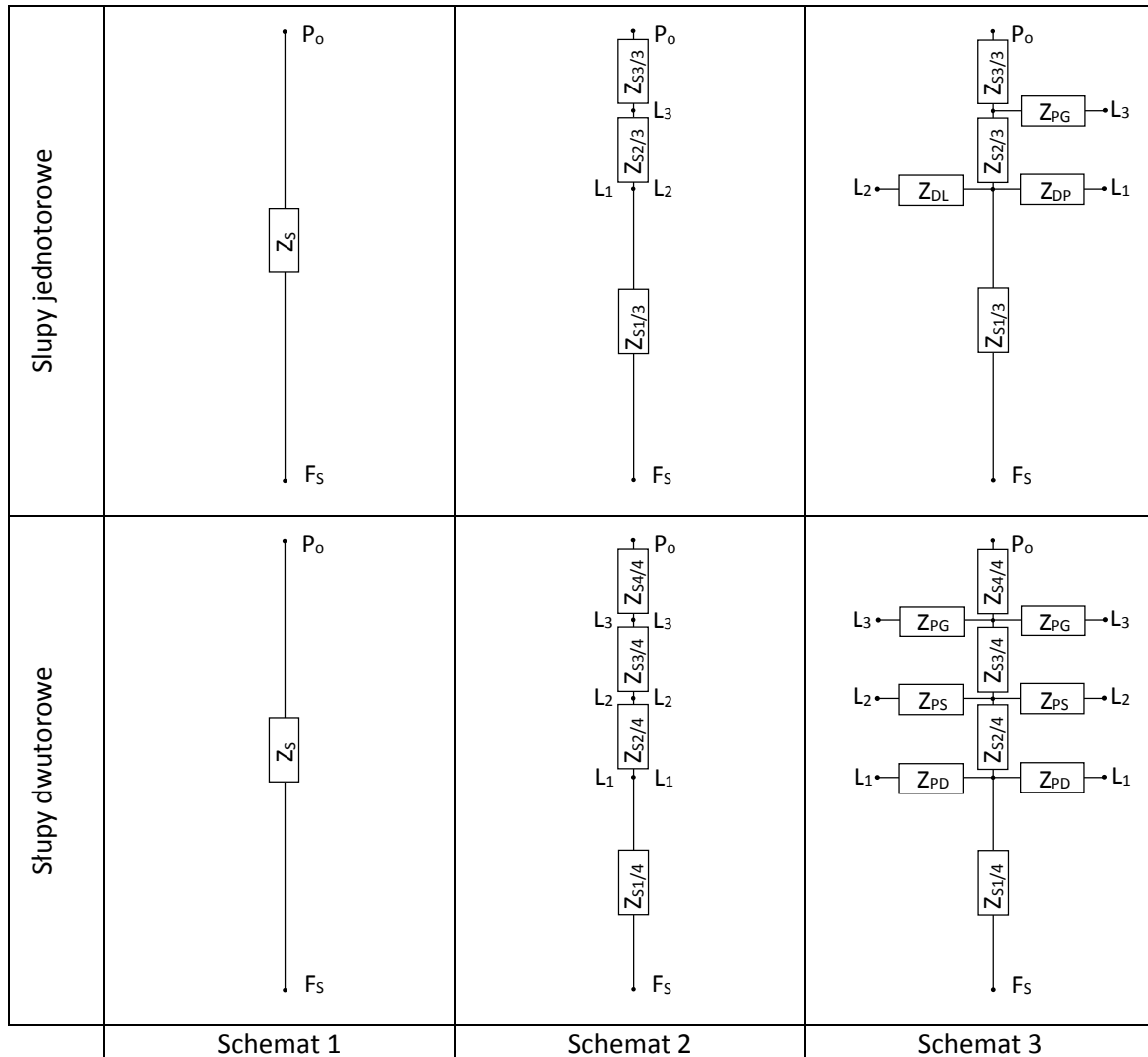


Rys. 26. Sylwetki słupów przelotowych jednotorowych przyjęte do analizy; a) słup kratowy typu EB24, b) słup pełnościenny typu Src , c) słup pełnościenny ze zmodyfikowanym układem izolacyjnym typu SPPI; L_1, L_2, L_3 – punkt mocowania przewodu fazowego, P_0 – punkt mocowania przewodu odgromowego, F_s – punkt mocowania słupa do fundamentu



Rys. 27. Sylwetki słupów przelotowych dwutorowych przyjęte do analizy; a) słup kratowy typu EO24, b) słup pełnościenny typu Orc , c) słup pełnościenny ze zmodyfikowanym układem izolacyjnym typu DPPI; L_1, L_2, L_3 – punkt mocowania przewodu fazowego, P_0 – punkt mocowania przewodu odgromowego, F_s – punkt mocowania słupa do fundamentu

Obliczone wartości parametrów (impedancja udarowa, długość linii) poszczególnych schematów zastępczych słupa zostały przedstawione w załączniku C.

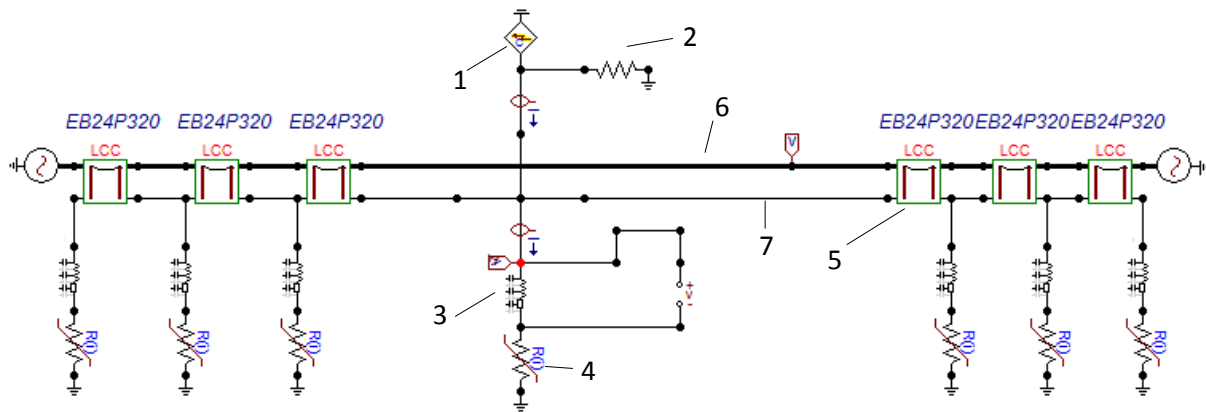


Rys. 28. Schematy zastępcze odwzorujące słupy jedno i dwutorowe; Z_s – impedancja udarowa całego słupa, impedancja udarowa części słupa: $Z_{1/3}$, $Z_{1/4}$ – od fundamentu do dolnych poprzeczników, $Z_{2/3}$ – od dolnych poprzeczników do górnego poprzecznika, $Z_{2/4}$ – od dolnych poprzeczników do środkowych, $Z_{3/4}$ – od środkowych do górnych, $Z_{3/3}$, $Z_{4/4}$ – od górnych poprzeczników do przewodu odgromowego, Z_{PD} – poprzecznika dolnego, Z_{PS} – poprzecznika środkowego, Z_{PG} – poprzecznika górnego

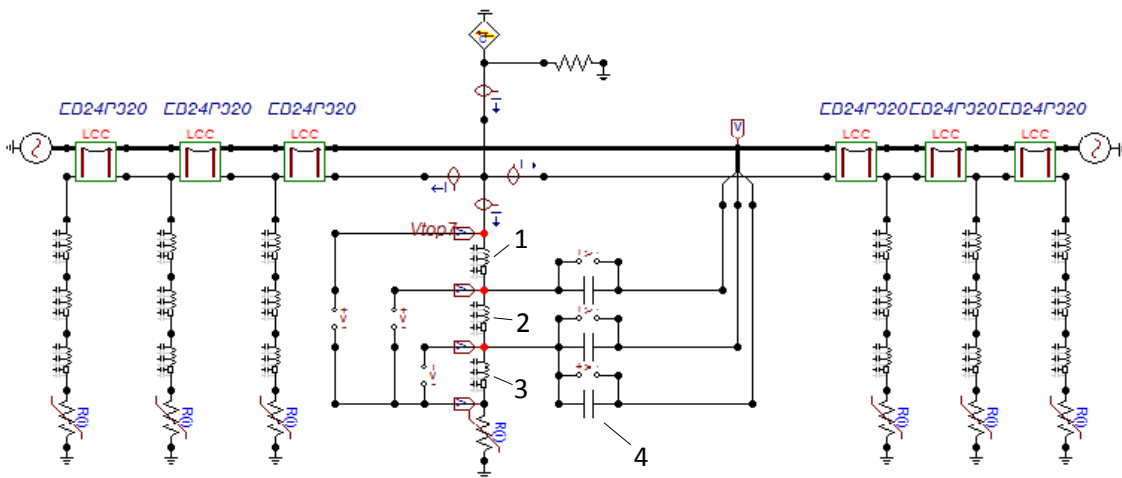
W oparciu o zaproponowane odwzorowanie słupów zostały zbudowane zastępcze schematy linii. Implementację otrzymanych schematów w programie ATP-EMT dla linii jednotorowych przedstawiono na rys. 29, 30, 31.

W wyniku przeprowadzonych symulacji w programie ATP-EMTP wyznaczono przebiegi napięć na wierzchołku słupa dla warunków przepływu prądu wyładowania

atmosferycznego. Przykładowe przebiegi czasowe napięcia na wierzchołku słupa kratowego EB24P(0) wyznaczone dla wybranych schematów zastępczych słupa przedstawiono na rys. 32. Analiza otrzymanych wyników wskazała na istotne różnice pomiędzy przebiegami napięć dla Schematu 1 i Schematu 2 oraz nieznaczne różnice pomiędzy przebiegami napięć dla Schematu 2 i Schematu 3. Uzasadnia to konieczność stosowania bardziej rozbudowanych schematów zastępczych słupów (Schemat 2 lub 3).

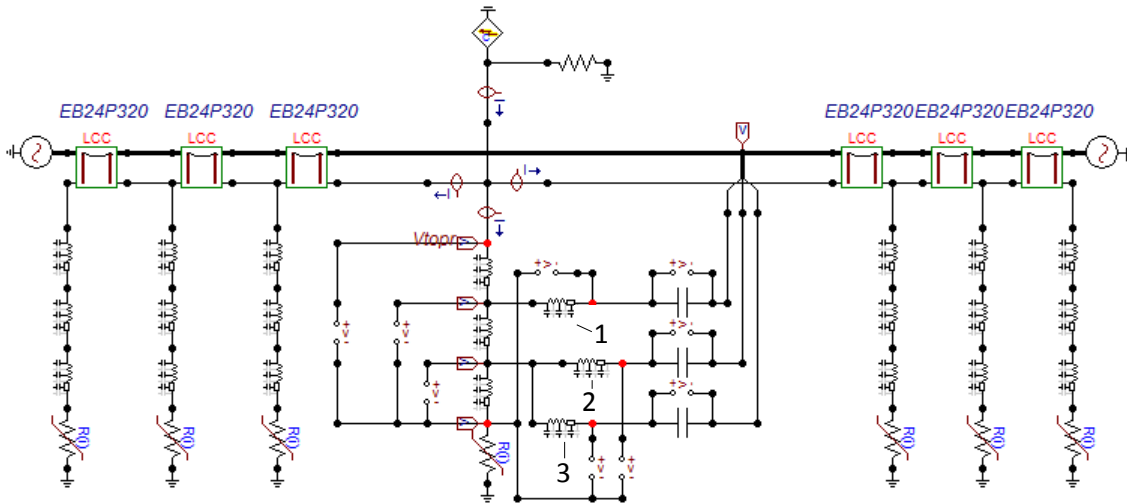


Rys. 29. Schemat linii jednotorowej w programie ATP-EMTP ze słupami według zastępczego Schematu 1; 1- źródło prądu udarowego o zadanej wartości szczytowej i stromości narastania czoła, 2 - rezystancja odwzorowująca impedancję falowa kanału pioruna, 3 – jednofazowa bezstratna linia długa odwzorowująca słup, 4 – nieliniowa rezystancja odwzorowująca rezystancję uziemienia słupa w funkcji prądu udarowego, 5 – wielofazowa linia długa odwzorowująca jedno przęsło pomiędzy słupami, 6 – przewody fazowe, 7 – przewód odgromowy

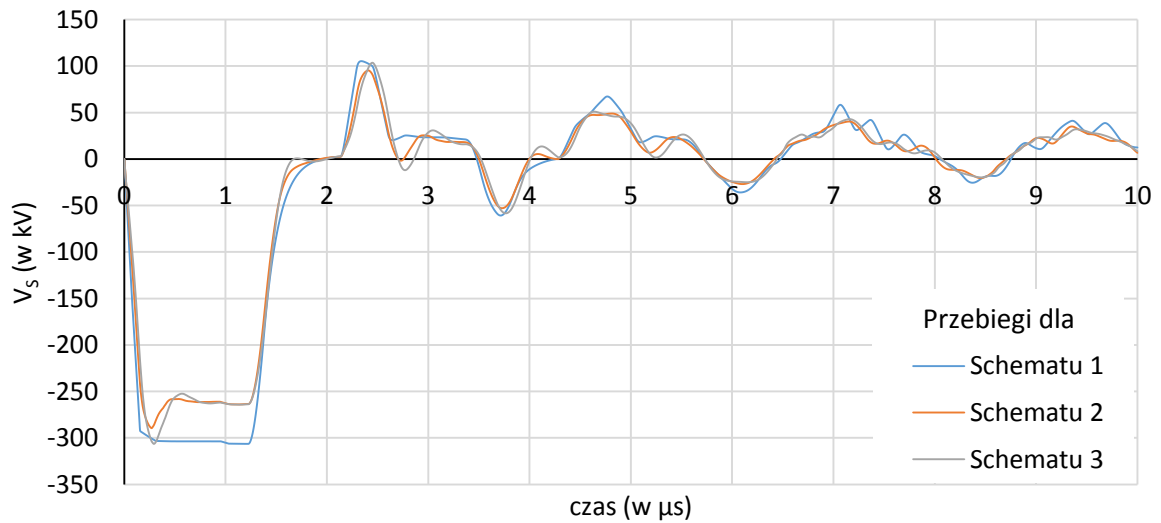


Rys. 30. Schemat linii jednotorowej w programie ATP-EMTP ze słupami według zastępczego Schematu 2; jednofazowe bezstratne linie długie odpowiadające części słupa: 1 – od górnych poprzeczników do przewodu odgromowego, 2- pomiędzy górnym i dolnymi poprzecznikami, 3 – pomiędzy fundamentem i dolnymi poprzecznikami, 4 – kondensator odwzorowujący izolator

Nieznaczne różnice pomiędzy przebiegami napięcia dla Schematu 2 i 3 są wynikiem relatywnie niedużych długości poprzeczników dla linii wysokich napięć (do 3,9 m dla słupów przelotowych). Wybór Schematu 3 do obliczeń ma większe uzasadnienie dla linii najwyższych napięć, gdzie długości poprzeczników są większe i nie można pominąć ich wpływu na wartość napięcia na izolatorze.



Rys. 31. Schemat linii jednofazowej w programie ATP-EMTP ze słupami według zastępczego Schematu 3; jednofazowe bezstratne linie długie odpowiadające części słupa: 1 – górny poprzecznik, 2- dolny krótszy poprzecznik, 3 – dolny dłuższy poprzecznik

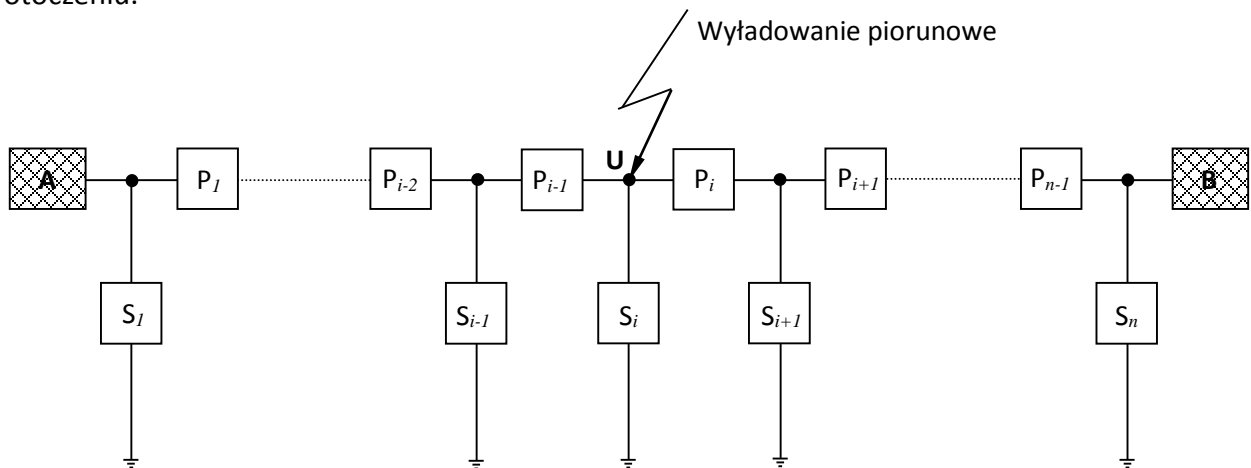


Rys. 32. Przebiegi czasowe napięcia na wierzchołku słupa kratowego jednofazowego EB24P(0) wyznaczone dla wybranych schematów zastępczych słupa, wartość szczytowa prądu pioruna 33,3 kA, równoważny czas do szczytu 1,36 μ s

W świetle braku uzasadnienia stosowania Schematu 3 dla linii wysokich napięć w dalszych obliczeniach będzie stosowany schemat zastępczy stupa zbudowany z trzech dla linii jednotorowych oraz czterech dla linii dwutorowych szeregowo połączonych linii długich. Impedancje udarowe stupów będą wyznaczone na podstawie metody zaproponowanej przez Wagnera i Hielmana, długości linii długich odwzorowujących parametry stupa będą odpowiadały długościom poszczególnych odcinków stupa, prędkość propagacji fali będzie równa prędkości światła.

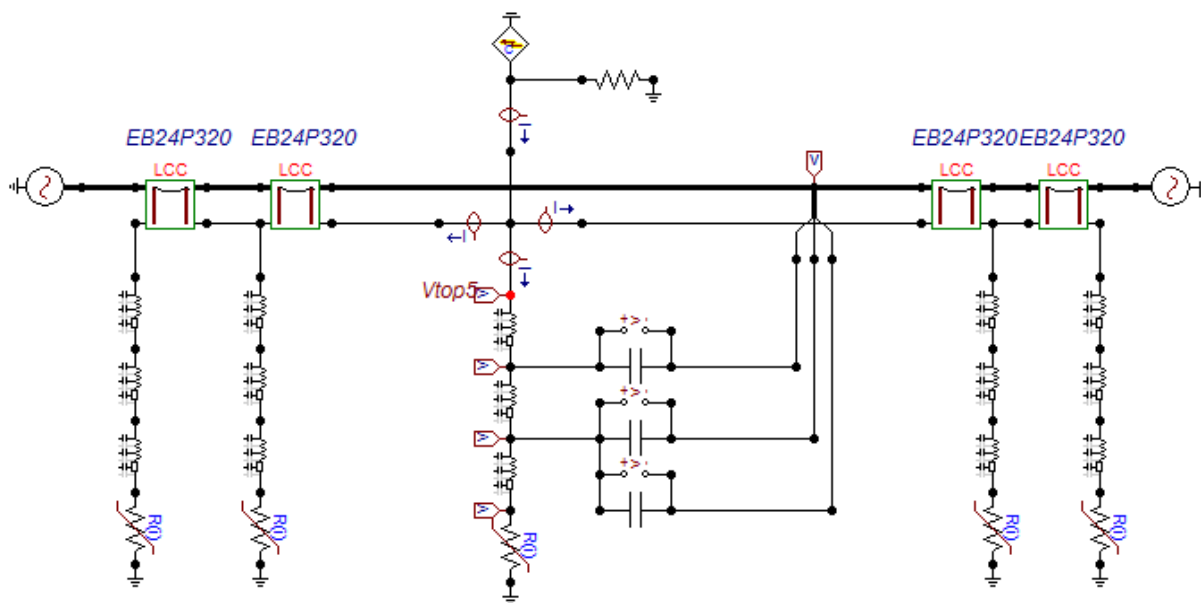
4.1.2. Wpływ liczby stupów na wyniki obliczeń

Przyjęte w rozdziale 3 założenie modelowania linii jako kaskadowo połączonych modeli przęseł wymaga wyznaczenia minimalnej liczby stupów, jaka musi być zastosowana przy dokonywaniu obliczeń. Uogólniony model linii przedstawiono na rys. 33, w którym wyodrębniono stup atakowany przez piorun (stup i) oraz n stupów i $n-1$ przęseł w jego otoczeniu.

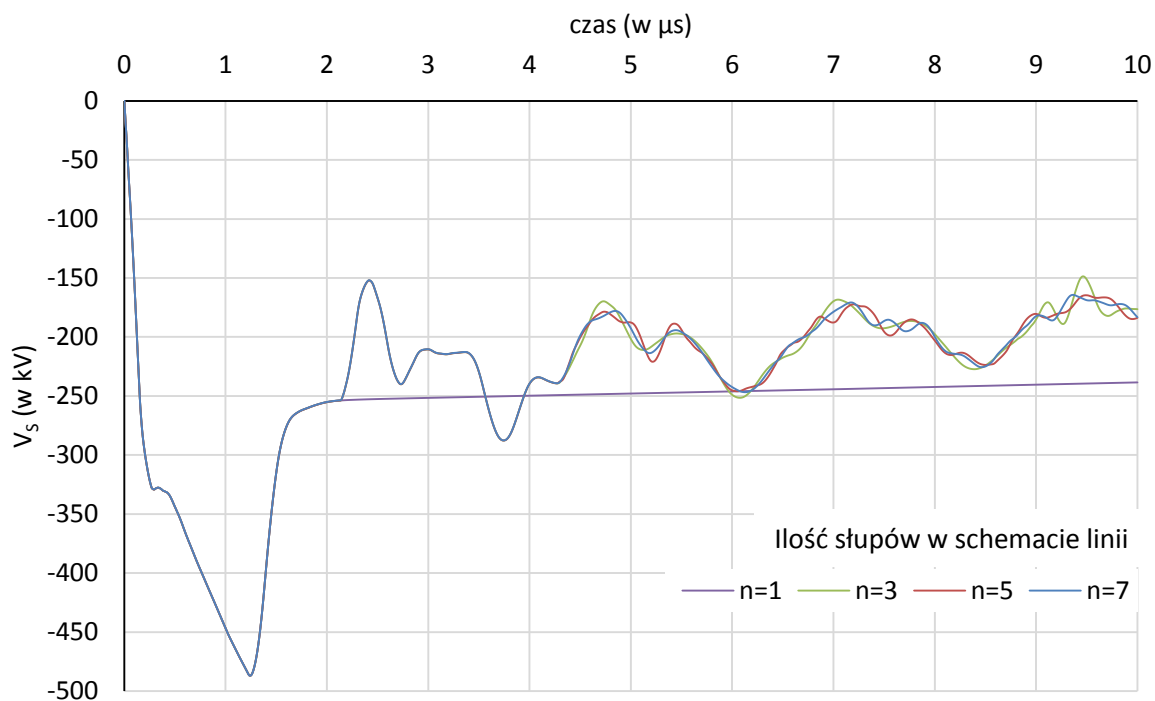


Rys. 33. Uogólniony model elektroenergetycznej linii napowietrznej, P –przęsła, S – stupy, A,B – stacje elektroenergetyczne, U – miejsce uderzenia pioruna w linię

W celu przeprowadzenia analizy wpływu liczby stupów w modelu linii na zmiany przebiegu napięcia na wierzchołku stupa stworzono cztery modele linii dla liczby stupów $n = \{1, 3, 5, 7\}$. Przykładową implementacją linii dla 5 stupów przedstawiono na rys. 34. Porównanie otrzymanych przebiegów napięcia na wierzchołku stupa atakowanego przez piorun wyznaczone w modelu linii 1-stupowym, 3-stupowym, 5-stupowym, 7-stupowym przedstawiono na rys. 35. Odnotowano, iż zasadnicza różnica w przebiegach napięć występuje pomiędzy modelami, w których zastosowano 1 i 3 stupy. Dla liczby stupów 3 i więcej uzyskuje się przebiegi o zbliżonym kształcie. Pomijalne różnice przebiegów napięć dla liczby stupów 5 i 7 były podstawą do przyjęcia założenia, iż zastosowanie 7 sztuk stupów w modelach linii jest wystarczające. Zastosowanie stupa pełnościennego



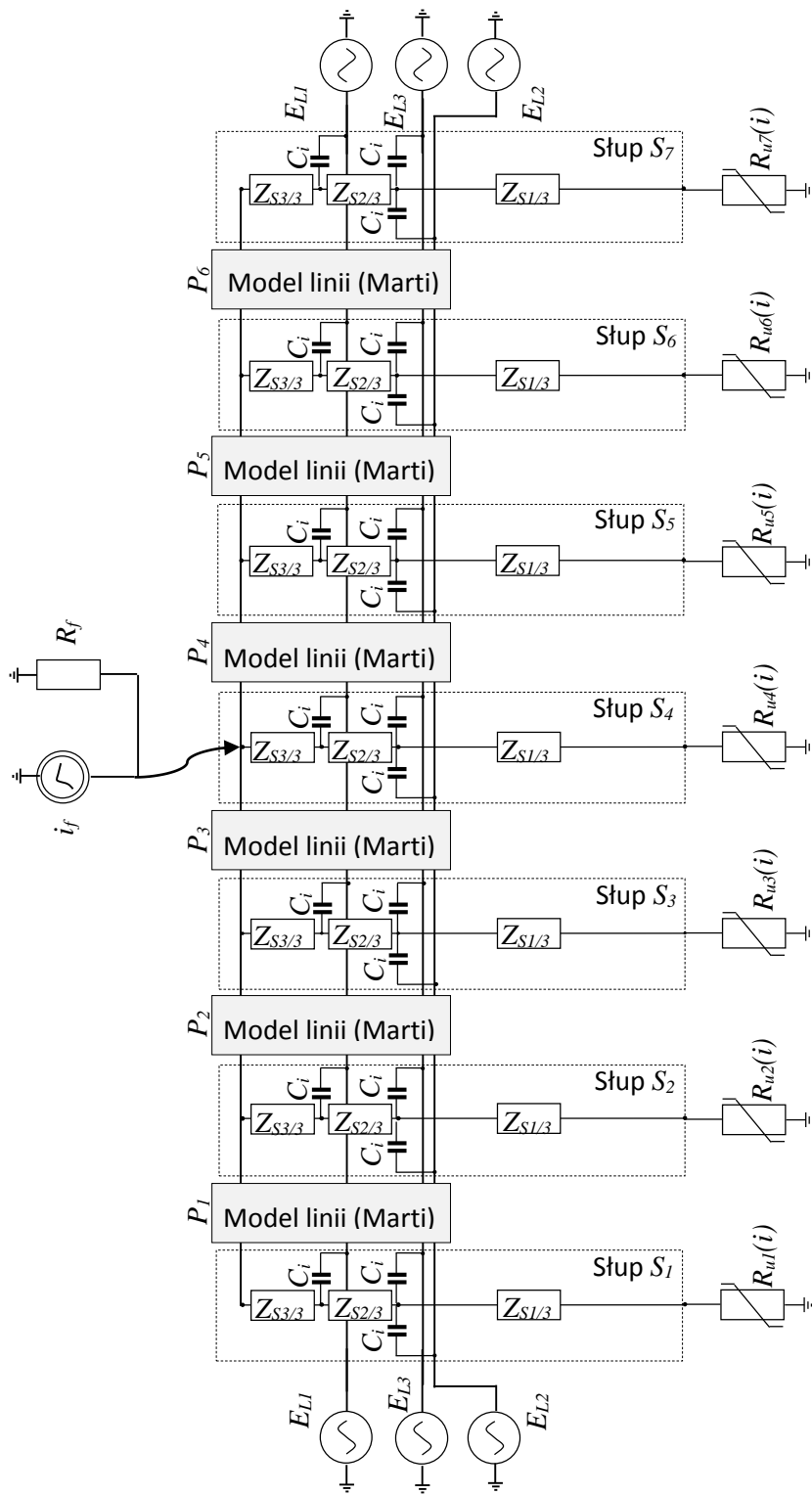
Rys. 34. Schemat pięciosłupowej linii jednotorowej w programie ATP-EMTP



Rys. 35. Przebiegi czasowe napięcia na wierzchołku słupa kratowego EB24P(0) atakowanego przez piorun wyznaczone w schemacie linii 1-słupowym, 3-słupowym, 5-słupowym, 7-słupowym, wartość szczytowa prądu pioruna 33,3kA, równoważny czas do szczytu 1,36 μ s, rezystancja uziemienia 10 Ω , rezystywność gruntu 100 Ω m

zamiast kratowego ze względu na mniejszą średnicę trzonu słupa pełnościennego powoduje zmniejszenie wzajemnych odległości pomiędzy przewodami, zmniejszenie odległości przewodów do ziemi, a w konsekwencji zmianę parametrów jednostkowych linii. Wpływa to na zmiany wartości napięć, które są indukowane w przewodach fazowych wskutek przepływu fali przebiegujących w przewodach odgromowych.

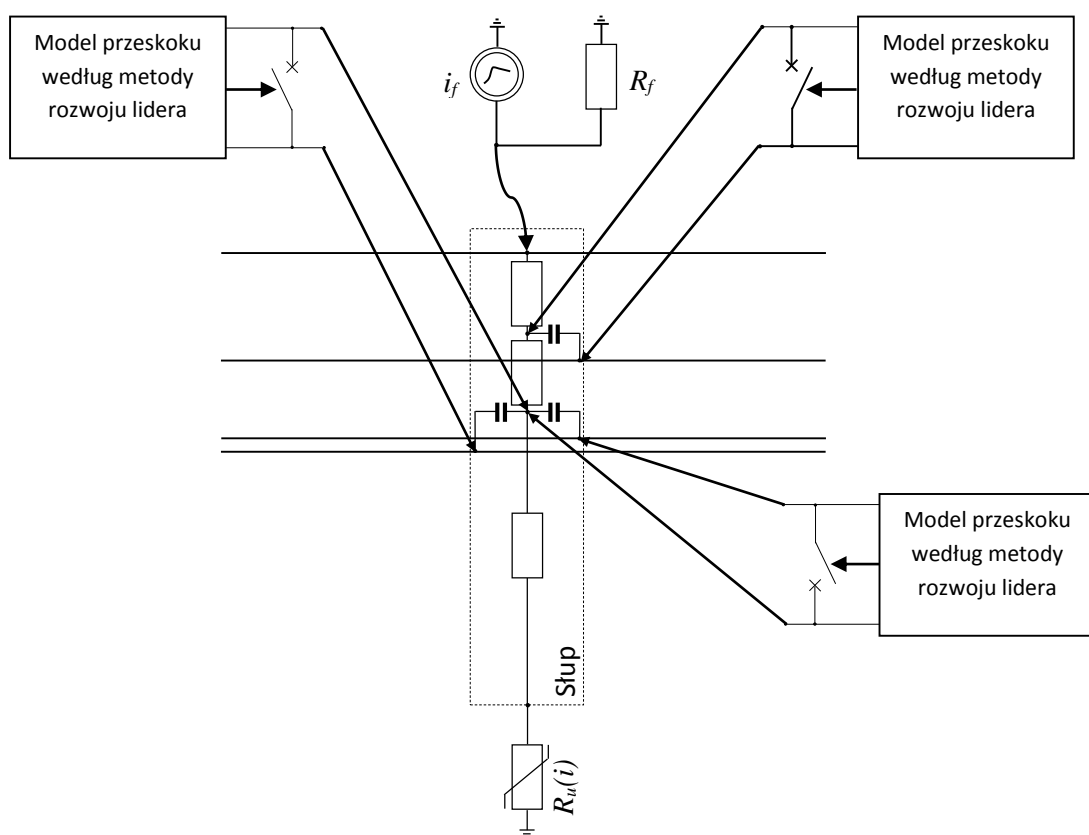
Wnioski wynikające z przeprowadzonych analiz dotyczących wpływu liczby słupów oraz rodzaju modelu słupa na przebieg wartości napięć w linii stanowiły podstawę do opracowania finalnego modelu napowietrznej linii elektroenergetycznej, w oparciu o który zostały przeprowadzone analizy wpływu rodzaju słupa na niezawodność linii. Na rys. 36 przedstawiono schemat modelu jednotorowej napowietrznej linii elektroenergetycznej z jednym przewodem odgromowym, który składa się z siedmiu słupów S , połączonych sześcioma przęsłami P przewodów, zasilanych dwustronnie źródłami napięcia E o częstotliwości sieciowej. Efekty falowe w słupach powstające w wyniku bezpośredniego uderzenia pioruna w słup zostały odwzorowane za pomocą układu jednoprzewodowych bezstratnych linii długich (Schemat 2). Udarowe rezystancje $R_u(i)$ zamodelowano jako nieliniowe z charakterystykami opracowanymi na podstawie zależności rezystancji udarowej od prądu (udarowy model uziomu). Umowne punkty zakończenia poprzeczników słupów (L_1, L_2, L_3) zostały połączone z przewodami fazowymi poprzez pojemności C_i izolatorów liniowych. Przęsła linii odwzorowano odcinkami czteroprzewodowych stratnych linii długich, dla których wykorzystując aproksymację charakterystyk według Martiego, uwzględniono zmianę parametrów jednostkowych linii w funkcji częstotliwości. Jako model pierwszej składowej wyładowania głównego o biegunowości ujemnej wykorzystano źródło prądowe i_f o kształcie opisanym (rys. 9) wartością szczytową prądu pioruna, zastępczym czasem trwania czoła, stromością maksymalną narastania czoła oraz czasem do półszczytu. Równolegle do źródła dołączono opornik R_f , którego rezystancja odpowiada wartości impedancji falowej kanału pioruna. Zgodnie z założeniami przedstawionymi w rozdziale 3 przedstawiony na rys. 36 schemat modelu opisany jest złożonym układem nieliniowych równań różniczkowych, którego rozwiązanie zrealizowano z wykorzystaniem programu ATP-EMPT (*Electro Magnetic Transients Program*).



Rys.36. Schemat modelu jednotorowej napowietrznej linii elektroenergetycznej z jednym przewodem odgromowym; i_f - źródło prądowe, R_f - rezystancja odwzorowująca impedancję falowa kanału pioruna, P_{1-6} - przęsła linii, S_{1-7} - słupy, R_{ul-7} - udarowa rezystancja uziemienia słupa, C_i - pojemności izolatorów liniowych, E_{L1-3} - źródła napięcia o częstotliwości sieciowej, $Z_{s1/3}$ - impedancja udarowa części słupa pomiędzy fundamentem a dolnymi poprzecznikami, $Z_{s2/3}$ - impedancja udarowa części słupa pomiędzy poprzecznikami, $Z_{s3/3}$ - impedancja udarowa części słupa pomiędzy górnym poprzecznikiem i przewodem odgromowym

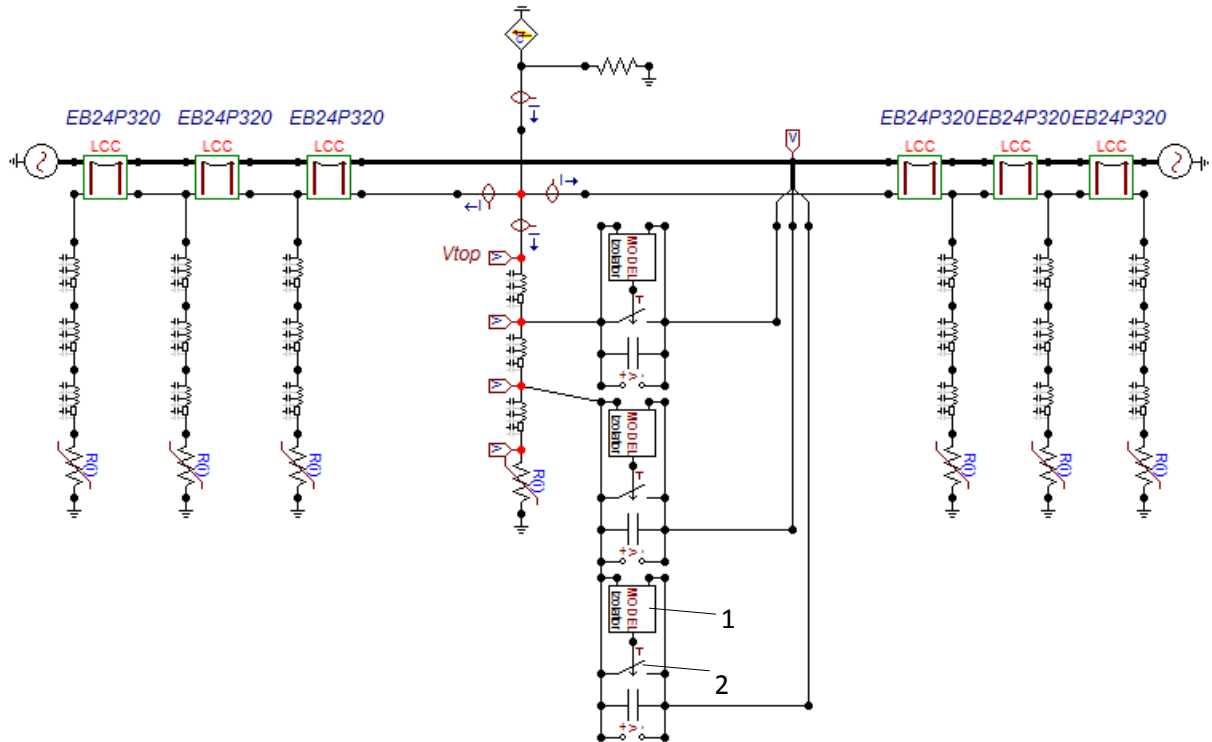
4.1.3. Zastosowanie metody rozwoju lidera w symulacji przeskoku odwrotnego na izolatorze

Istotą analizy wpływu rodzaju słupa na prawdopodobieństwo wystąpienia przeskoku odwrotnego jest określenie granicznej wartości prądu pioruna, przy której nastąpi przekroczenie wytrzymałości układu izolacyjnego. W tym celu konieczne jest analizowanie nie tylko zmiany wartości maksymalnych napięcia, ale również czasów narażenia układu izolacyjnego. W celu realizacji powyższego założenia model linii (rys. 36) został uzupełniony dodatkowo o model wytrzymałości udarowej izolacji (model przeskoku LDM). Uzupełnienie modelu linii polegało na równoległym połączeniu z pojemnością C_i izolatorów liniowych wyłącznika (rys. 37).



Rys. 37. Schemat słupa linii jednotorowej rozbudowany o model przeskoku według metody rozwoju lidera

Sterowanie wyłącznikiem zostało zrealizowane poprzez procedurę przeskoku, która na podstawie chwilowych wartości napięć na okuciach izolatora, czasu symulacji, wykorzystując metodę LDM, dokonuje zwarcia wyłącznika. Implementację niniejszego schematu w programie ATP-EMPT przedstawiono na rys. 38.



Rys. 38. Schemat modelu linii jednorodnej w programie ATP-EMTP rozbudowany o model przeskoku według metody rozwoju lidera; 1- moduł sterujący wyłącznikiem zgodnie z procedurą opartą na modelu rozwoju lidera, 2 – wyłącznik zwierający kondensator odwzorowujący izolator liniowy

Parametrami stałymi procedury rys. 39 są: stała k , E_o równania (64), odstęp międzyelektrowy D . Parametrami zmiennymi są: chwilowe wartości napięć węzłowych na okuciach izolatora $u_o(t_i)$ – od strony słupa, $u_j(t_i)$ – od strony przewodów fazowych oraz czas symulacji t_i . Wynikiem działania procedury jest sygnał sterujący wyłącznikiem f_i . W momencie startu procedury przypisywane są wartości początkowe zmiennym, sygnałowi sterującemu nadawana jest wartość – 1, dla której wyłącznik CB pozostaje otwarty. Na każdym etapie obliczeń wyznaczana jest wartość średnia napięcia $u_{sr}(t_i)$, która jest porównywana z wartością U_{st} , określającą przejście wyładowania z fazy strimerowej do fazy liderowej zgodnie ze wzorem (62). Jeżeli zostanie spełniony warunek $u_{sr}(t_i) > U_{st}$, to następuje rozwiązanie równania różniczkowego (64) dla długości L lidera z uwzględnieniem warunku (65). Rozwiązanie to jest kontynuowane w każdym kolejnym kroku symulacji, do momentu, w którym długość lidera L stanie się równa lub większa od wartości odstępów D pomiędzy elektrodami. Po spełnieniu powyższego warunku zostaje zmieniona wartość sygnału sterującego na 1 i następuje zamknięcie wyłącznika CB.

```

MODEL izolator
VAR ui, usr, Ust, L, x, fl
INPUT uo, uf
OUTPUT fl
DATA D, k, E0
HISTORY      ui {dflt:0}
              INTEGRAL(ui) {dflt:0}
INIT
  usr:=0
  L:=0
  fl:=0
  x:=0.0
--  Ust:=400000.0*D+50000.0  -- polaryzacja +
  Ust:=460000.0*D+150000.0  --polatyacja -
ENDINIT

EXEC
  ui:=abs(uf-uo)
  IF usr<Ust THEN
    usr:=INTEGRAL(ui)
    usr:=usr/(T+1e-12)
  ELSE
    IF L<=D THEN
      IF ui/(D-L)>=E0 THEN
        x:=K*ui*(ui-E0*D)
        DIFFEQ(-K*E0*ui|+(D-L)|D)|L:=x
      ENDIF
    ELSE
      fl:=1
    ENDIF
  ENDIF
ENDEXEC
ENDMODEL

```

Rys. 39. Procedura przeskoku na izolatorze opracowana w języku MODELS dla programu ATP-EMTP [66]

4.2. Analiza propagacji fal przejściowych w wybranych liniach elektroenergetycznych

W celu oceny wpływu zastosowania słupów pełnościennych na wartości napięć na izolatorze i wierzchołku słupa dla warunków przepływu prądu wyładowania atmosferycznego, w oparciu o zaproponowany model linii, wykorzystując program ATP-EMTP, dokonano symulacji przejść. Symulacje przeprowadzono dla słupów kratowych, pełnościennych oraz pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi. Analizę porównawczą przeprowadzono dla wybranych rezystywności gruntu oraz szczytowych wartości prądu pioruna.

4.2.1. Wpływ rodzaju słupa na przebieg napięcia na izolatorze i wierzchołku słupa

W pierwszym kroku analizy dokonano oceny wpływu rodzaju słupa na przebieg napięcia doziemnego na wierzchołku słupa oraz w punktach podłączenia przewodów fazowych. Przykładowe wyniki obliczeń dla szczytowej wartości prądu pioruna $I_F = 33$ kA, rezystancji uziemienia słupa $R_o = 10 \Omega$, rezystywności gruntu $\rho = 100 \Omega\text{m}$ przedstawiono odpowiednio dla linii jednotorowych na rys. 40 oraz dla linii dwutorowych na rys. 41. Ponieważ największe narażenie układu izolacyjnego występowało dla fazy najbardziej oddalonej od przewodu odgromowego (faza L1), dlatego w obliczeniach przyjęto przebieg napięcia fazowego L1 w taki sposób, aby w chwili uderzenia pioruna w słup jego wartość chwilowa była maksymalna. Jak wykazano wcześniej, zmiana rodzaju zastosowanego słupa wpływa na wartość impedancji udarowej słupa. Wykonane symulacje wykazały, że dla warunków przepływu prądu wyładowania atmosferycznego większa wartość impedancji udarowej słupa pełnościennego wygenerowała większą wartość spadku napięcia na konstrukcji słupa. Wartość spadku napięcia na słupie w sposób analityczny może być oszacowana na podstawie zależności:

$$V_s = L_s \frac{di_f}{dt} \quad (69)$$

gdzie: L_s – zastępcza indukcyjność słupa obliczana zgodnie ze wzorem

$$L_s = Z_s \frac{h_s}{c} \quad (70)$$

gdzie:

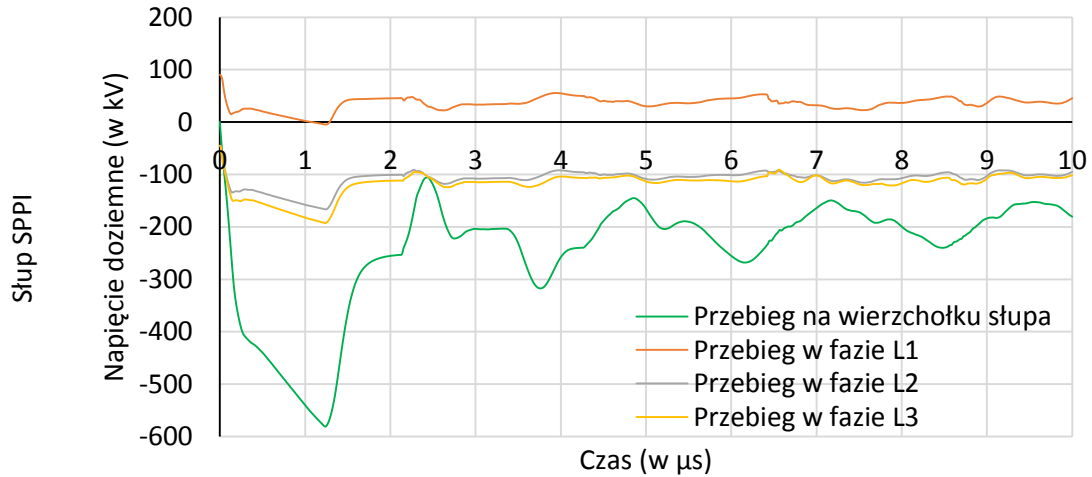
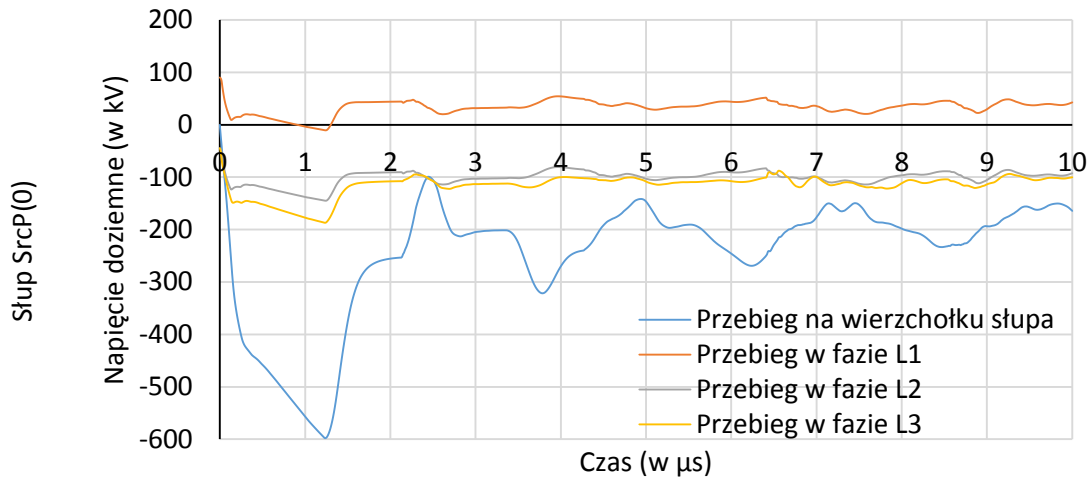
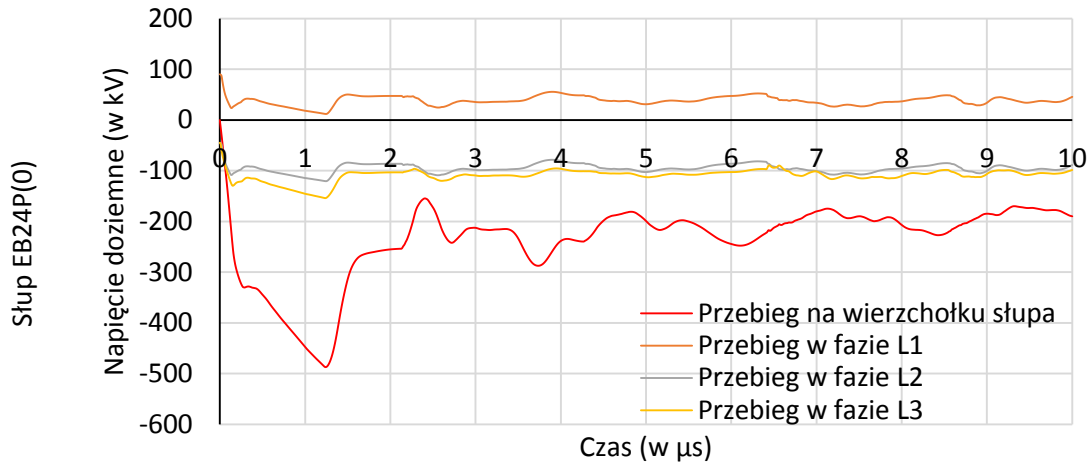
Z_s – impedancja udarowa słupa

h_s - wysokość słupa

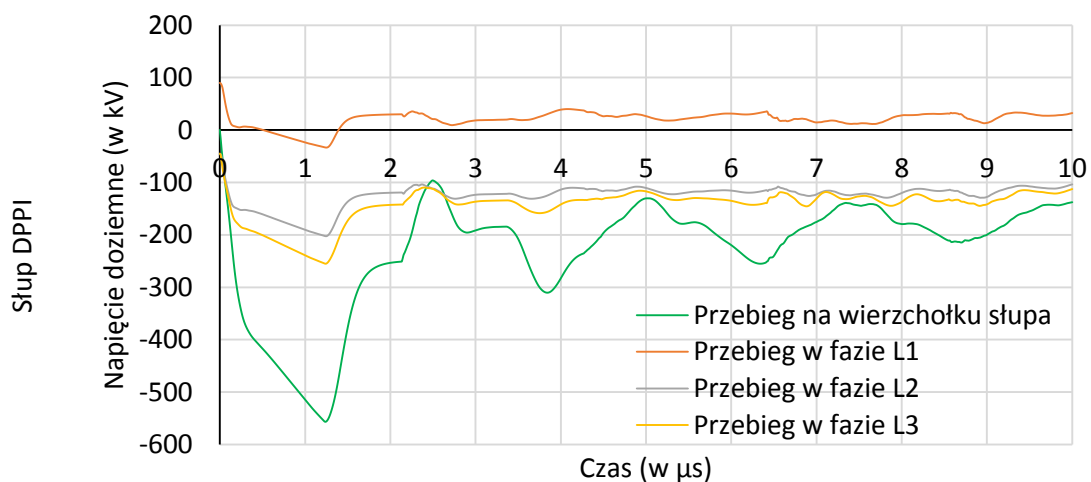
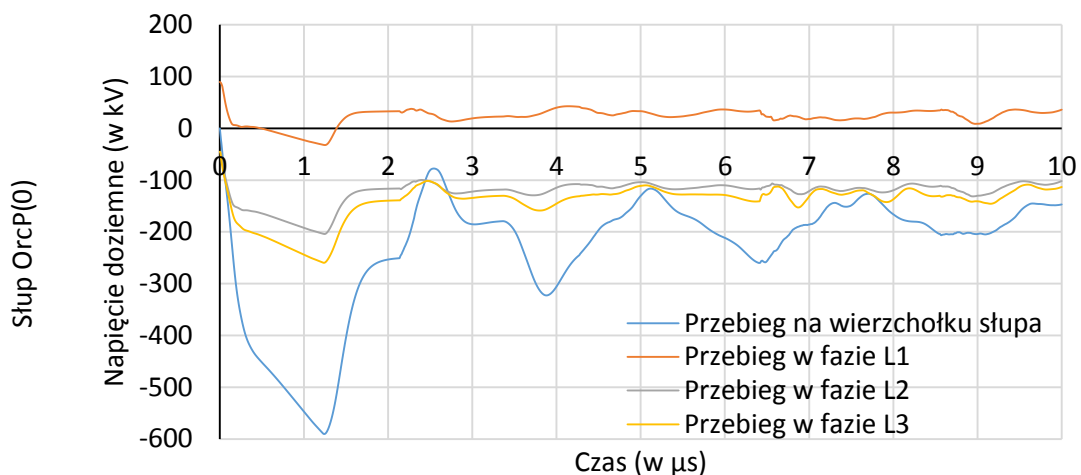
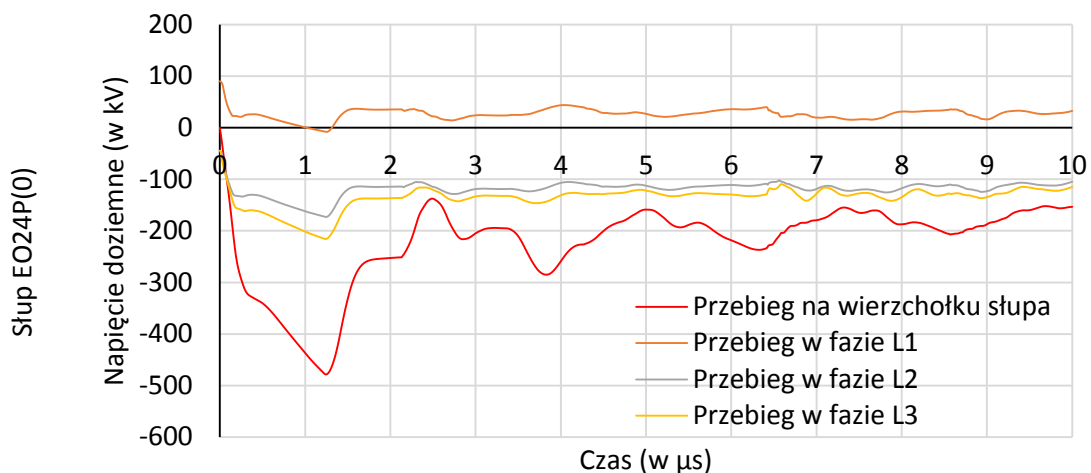
c – prędkość światła

a więc chwilowa wartość spadku napięcia na słupie V_s zależy nie tylko od wymiarów geometrycznych słupa (wysokość, promień zastępczy), ale również od kierunku i prędkości zmian prądu pioruna. Teza ta została potwierdzona wynikami przeprowadzonych symulacji spadku napięcia na słupach.

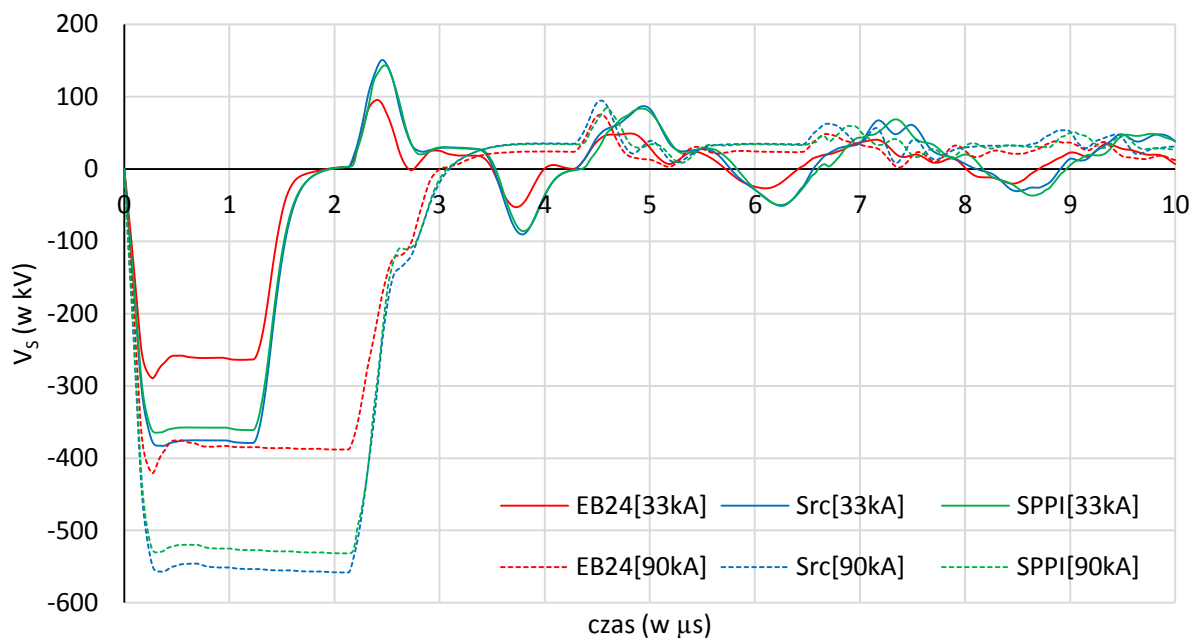
Na rysunkach 42 i 43 przedstawiono charakter zmian przebiegu spadku napięcia na słupach jednotorowych i dwutorowych 110 kV przy zmianie szczytowej wartości prądu pioruna z 33 kA do 90 kA. Do celów porównawczych w tabeli 4 zestawiono maksymalne wartości spadku napięcia dla wybranego rodzaju słupa oraz maksymalnej szczytowej wartości prądu pioruna.



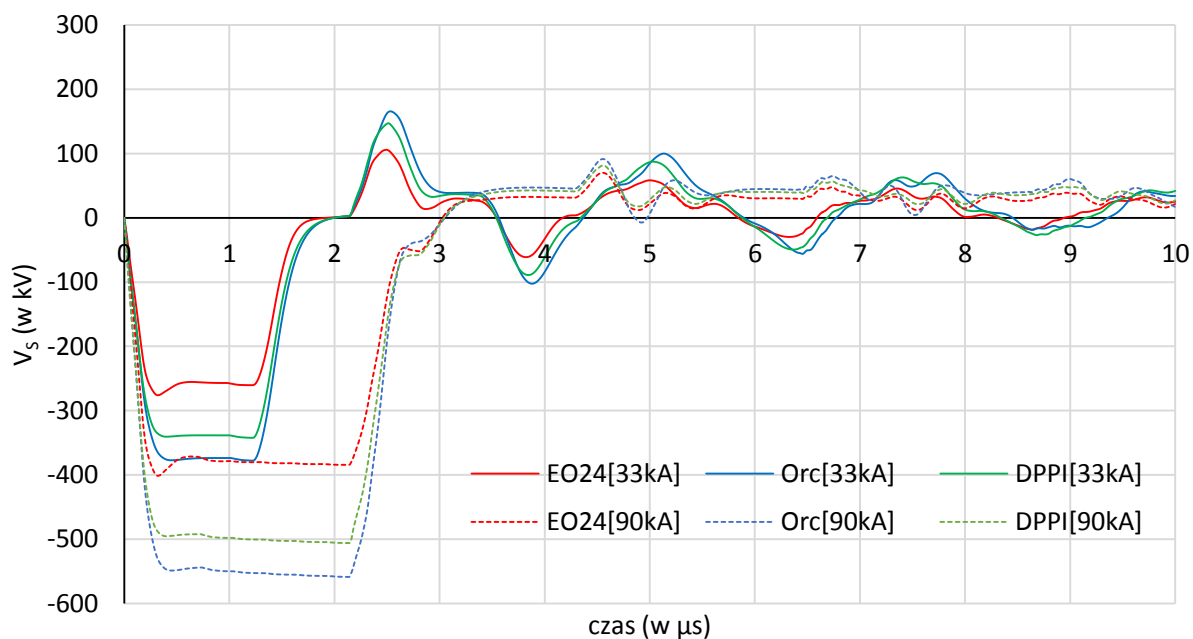
Rys. 40. Przebiegi napięcia doziemnego na wierzchołku stupa (Ws) oraz w punktach podłączenia przewodów fazowych (L1,L2,L3) dla wybranych typów stupów jednotorowych 110kV. Wartość szczytowa prądu pioruna $I_F = 33\text{kA}$, rezystancja uziemienia stupa $R_o = 10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho = 100\Omega\text{m}$



Rys. 41. Przebiegi napięcia doziemnego na wierzchołku słupa (Ws) oraz w punktach podłączenia przewodów fazowych (L1,L2,L3) dla wybranych typów słupów dwutorowych 110kV. Wartość szczytowa prądu pioruna $I_F = 33\text{kA}$, rezystancja uziemienia słupa $R_o = 10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho = 100\Omega\text{m}$



Rys. 42. Przebiegi spadku napięcia na wybranych słupach jednotorowych 110 kV, dla wartości szczytowych prądu pioruna 33 kA i 90 kA



Rys. 43. Przebiegi spadku napięcia na wybranych słupach dwutorowych 110 kV, dla wartości szczytowych prądu pioruna 33 kA i 90 kA

Tabela 4. Maksymalne wartości spadku napięcia na słupie dla wybranych słupów jedno i dwutorowych 110kV

Szczytowa wartość prądu pioruna (w kA)	Maksymalna wartość spadku napięcia na słupie (w kV)					
	Jednotorowe 110kV			Dwutorowe 110kV		
	EB24 P(0)	Src P(0)	SPPI	EO24P(0)	Orc P(0)	DPPI
33	289	379	362	276	377	342
90	421	558	532	401	557	505

Przeprowadzone symulacje dla wybranych szczytowych wartości prądu pioruna wykazały, że zamiana słupa kratowego na pełnościenny skutkuje wzrostem maksymalnej wartości spadku napięcia na słupie o 30-40% dla słupów z poprzecznikami stalowymi i 20-25% z poprzecznikami izolacyjnymi. Należy również odnotować fakt wzrostu długości czasu występowania wartości maksymalnych. Jest to wynikiem przyjętej (rys. 11) zależności równoważnego czasu trwania czoła prądu pioruna t_m od jego wartości maksymalnej I_F . Pomimo iż korelacja pomiędzy tymi zmiennymi wynosi 0,56 (tabela 1) w analizach zgodnie z rekomendacją CIGRÉ [13] równoważny czas czoła był wyznaczany na podstawie zależności:

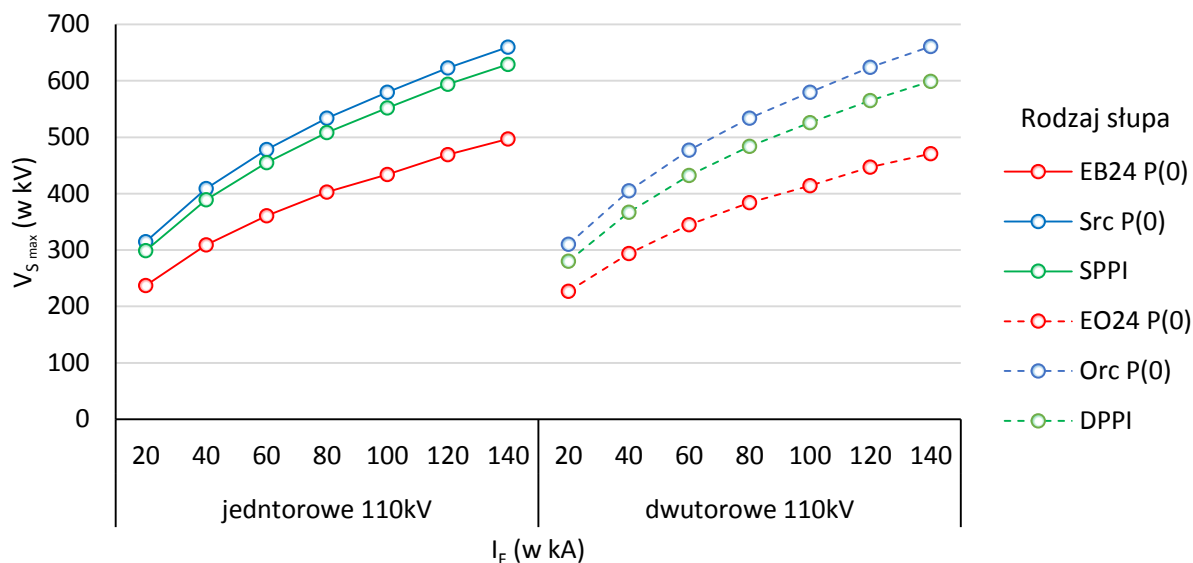
$$t_m = 0,154 I_F^{0,624} \quad (71)$$

gdzie:

t_m – równoważny czas trwania czoła impulsu udarowego (rys. 9)

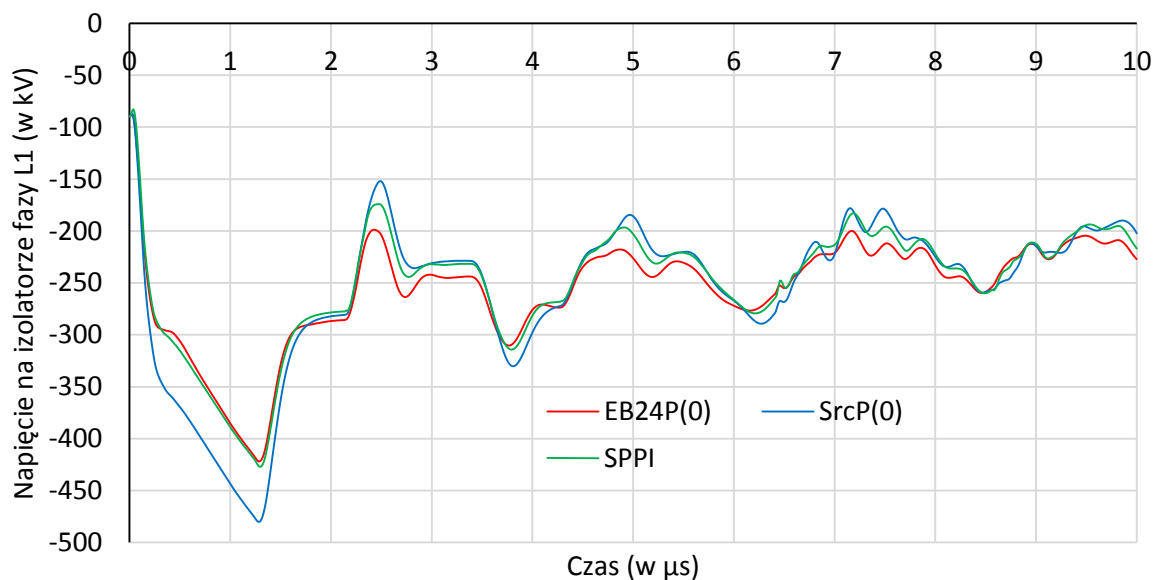
I_F - szczytowa wartość prądu pioruna

Przyjmując powyższe założenia, określono wpływ wartości szczytowej prądu pioruna na maksymalną wartość spadku napięcia na wybranych słupach kratowych i pełnościennych ze stalowymi i izolacyjnymi poprzecznikami (rys. 44). Wykazano więc, że zamiana słupów kratowych na pełnościenne implikuje wzrost wartości napięcia na wierzchołku słupa o około 33% dla słupów jednotorowych i 39% dla słupów dwutorowych. Jak wynika z rys.44, zasadniejsze wydaje się zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi, dla których uzyskuje się mniejszy wzrost napięcia na wierzchołku słupa w stosunku do napięcia dla słupa kratowego, około 26%. Wykazany wzrost wartości napięcia na wierzchołku słupów pełnościennych wpływa niekorzystnie na poziom narażenia układu izolacyjnego dla warunków przepływu prądu udarowego. Jednocześnie słupy pełnościenne charakteryzują się mniejszymi w stosunku do słupów kratowych odległościami pomiędzy przewodami fazowymi i odgromowymi. Powoduje to większe dla słupów pełnościennych wartości napięć indukowanych w przewodach fazowych. Z tego też powodu dalsza ocena poziomu narażenia układu izolacyjnego, wskutek zmian rodzaju słupa, została oparta na analizie przebiegu napięcia występującego na okuciu izolatora. Uzyskano w ten sposób jednoczesną ocenę wpływu rodzaju słupa na impedancję udarową słupa oraz wartości indukowanych napięć w przewodach fazowych.

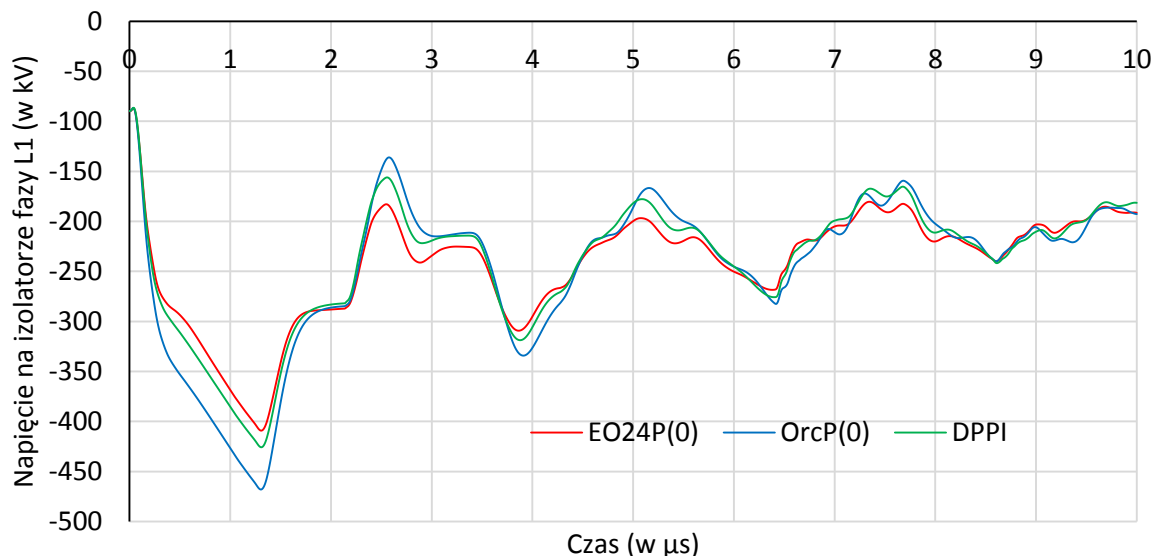


Rys. 44. Wpływ szczytowej wartości prądu pioruna I_F na maksymalną wartość spadku napięcia na słupie V_{Smax} dla wybranych słupów jedno i dwutorowych 110 kV

Wybrane wyniki obliczeń chwilowych wartości napięć na izolatorze fazy L1 dla linii zbudowanych na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z izolacyjnym układem poprzeczników przedstawiono na rys. 45 dla linii jedntorowych i rys. 46 dla linii dwutorowych.



Rys. 45. Porównanie przebiegów napięcia na izolatorze fazy L1 dla wybranych słupów jedntorowych 110kV. Wartość szczytowa prądu pioruna $I_F = 33\text{kA}$, rezystancja uziemienia słupa $R_o = 10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho = 100\Omega\text{m}$

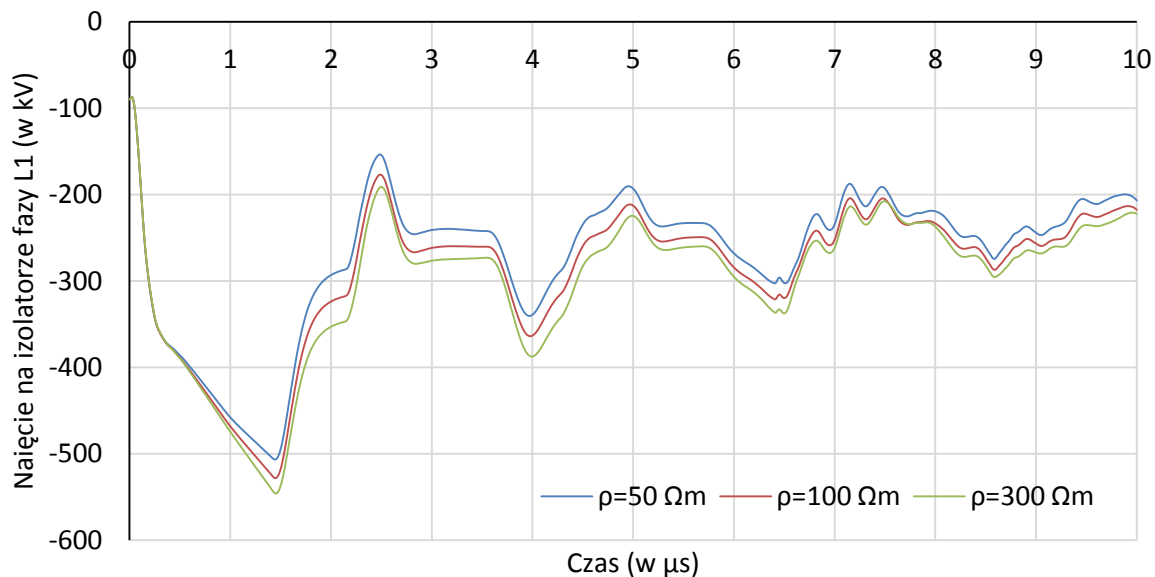


Rys. 46. Porównanie przebiegów napięcia na izolatorze fazy L1 dla wybranych słupów dwutorowych 110kV. Wartość szczytowa prądu pioruna $I_F = 33\text{kA}$, rezystancja uziemienia słupa $R_o = 10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho = 100\Omega\text{m}$

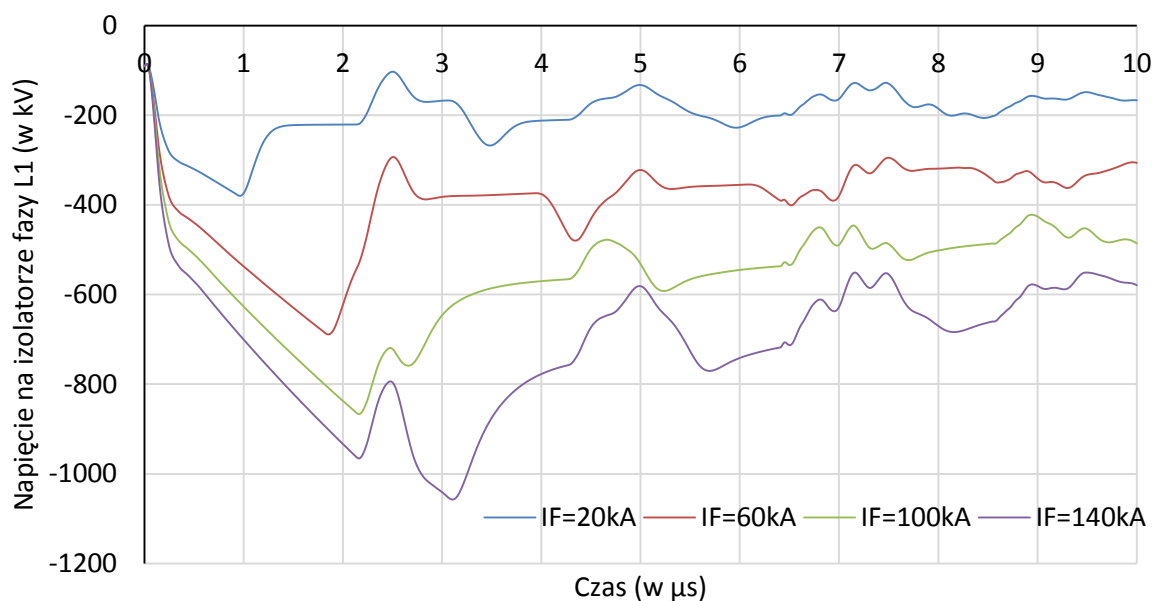
Analiza otrzymanych przebiegów dla słupa pełnościennego z poprzecznikami stalowymi wykazała, że wartość napięcia na izolatorze jest większa niż dla linii ze słupami kratowymi. Zastosowanie poprzeczników izolacyjnych spowodowało zmniejszenie odległości pomiędzy przewodami i wpłynęło na wzrost napięcia w przewodach fazowych. Dzięki temu przebieg napięcia na izolatorze dla linii ze słupami pełnościennymi i poprzecznikami izolacyjnymi jest porównywalny jak dla linii na słupach kratowych. (Pomimo większej wartości napięcia na wierzchołku słupa pełnościennego z poprzecznikami izolacyjnymi). W kolejnym kroku analizy dokonano oceny wpływu zmian rezystywności gruntu na zmiany przebiegu napięcia na izolatorze dla wybranych rodzajów słupów. Przedstawione na rys. 47 przykładowe wyniki symulacji wskazały na wzrost wartości szczytowych przepięć wraz ze wzrostem rezystywności. Jest to spowodowane wzrostem spadku napięcia na rezystancji udarowej fundamentu, którego wartość rośnie wraz ze wzrostem rezystywności gruntu (rys. 20). Wykazano ponadto, że zmiana szczytowej wartości prądu pioruna i związany z tym wzrost zastępczego czasu czoła t_m powodują istotne różnice w przebiegach napięć na izolatorze, jak również związanymi z tym wartościami szczytowymi napięcia. Przykładowe wyniki analiz przedstawione na rys. 48 pokazują charakterystyczne przebiegi dla przypadków:

- gdy podwójny czas przejścia fali w przęsłach usytuowanych bezpośrednio przy atakowanym słupie jest większy od sumy zastępczego czasu osiągnięcia wartości szczytowej prądu pioruna i podwójnego czasu przejścia fali w konstrukcji wsporczej ($I_F = 20, 60, 100\text{ kA}$),

- gdy fale przepięciowe odbite od słupów poprzedniego i następnego do atakowanego słupa powracają jeszcze w trakcie narastania czoła prądu pioruna ($I_F=140$ kA).



Rys. 47. Porównanie przebiegów napięcia na izolatorze fazy L1 dla słupa jednotorowego OrcP(0) dla wybranych rezystywności gruntu. Wartość szczytowa prądu pioruna $I_F=33$ kA, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10 \Omega$

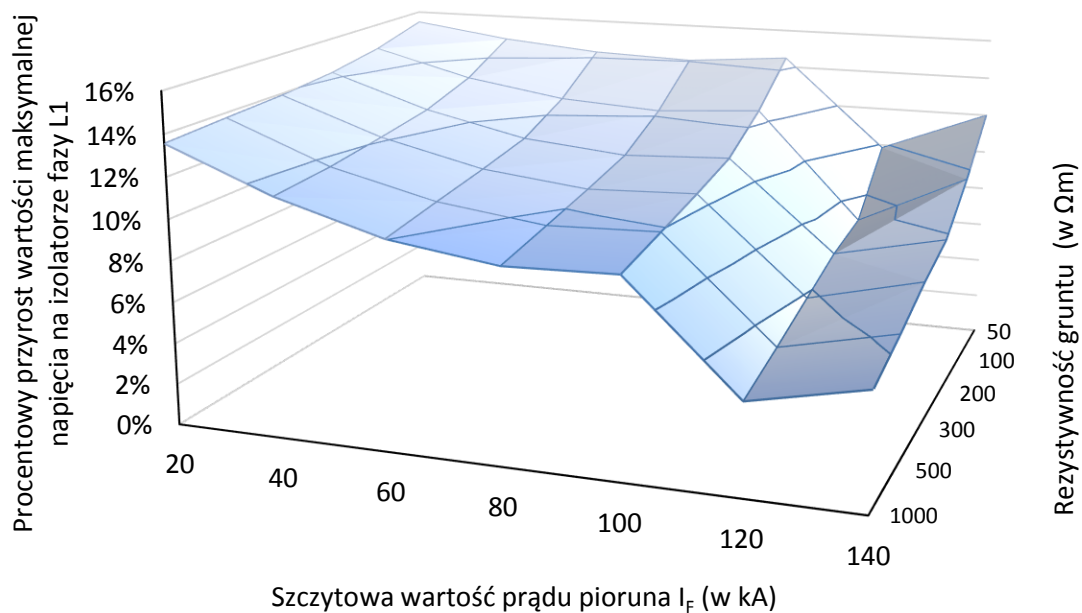


Rys. 48. Porównanie przebiegów napięcia na izolatorze fazy L1 dla słupa jednotorowego OrcP(0)

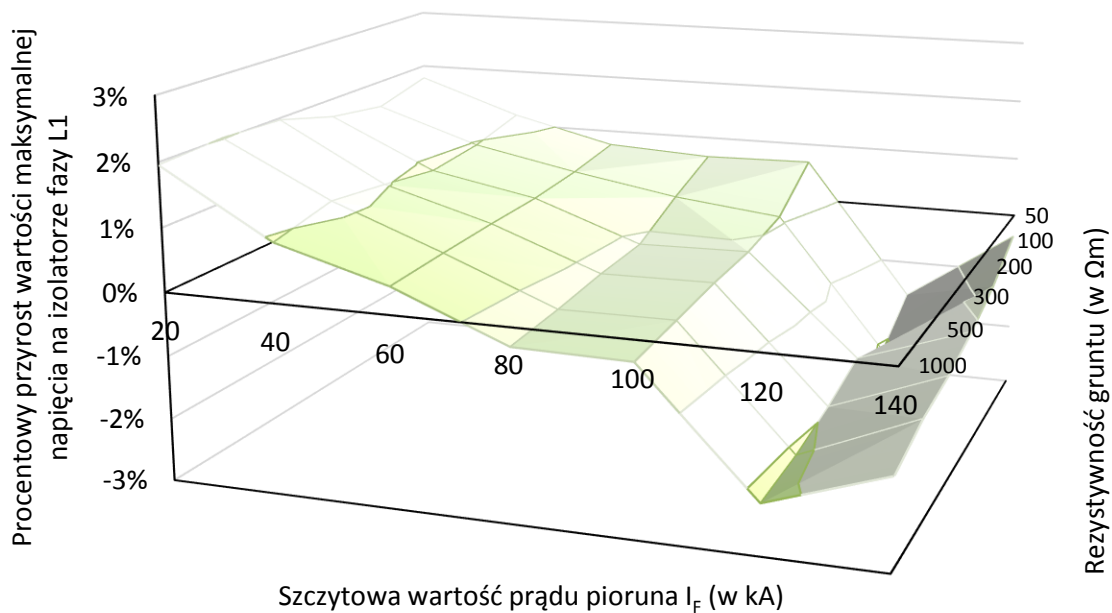
W drugim przypadku dochodzi do chwilowego zmniejszenia wartości napięcia na izolatorze, po którym następuje dalszy wzrost napięcia, aż do momentu osiągnięcia wartości szczytowej prądu pioruna.

Istotne różnice w przebiegach napięć na izolatorze, zaprezentowane na rys. 47 i 48, uzasadniają konieczność przeprowadzenia oceny wpływu rodzaju słupa na zmianę poziomu narażenia układu izolacyjnego, która uwzględnia zmiany wartości szczytowych prądu pioruna oraz rezystywności gruntu. Dalszą ocenę wpływu rodzaju słupa na poziom narażenia układu izolacyjnego oparto na porównaniu wartości maksymalnej napięcia występującego na izolatorze. W analizie uwzględniono jednocześnie wpływ wartości szczytowej prądu pioruna oraz rezystywności gruntu na zmianę wartości maksymalnej napięcia na izolatorze. Otrzymane wyniki obliczeń wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 dla słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi oraz pełnościennych z izolacyjnym układem poprzeczników porównano z maksymalną wartością napięcia na izolatorze fazy L1 dla słupów kratowych. Wyniki porównania napięć przedstawiono odpowiednio dla słupów jednotorowych na rys. 49 i 50 oraz dla dwutorowych na rys. 51 i 52.

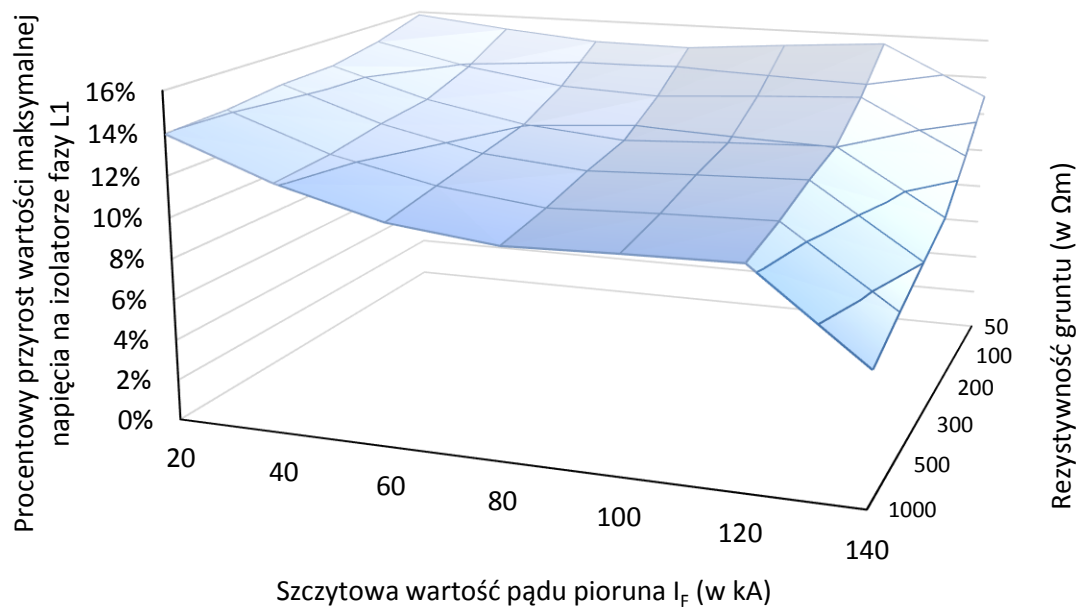
Zamiana jednotorowego słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi implikuje wzrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 w granicach od 4,4% do 15,4%. Największe różnice występują dla mniejszych wartości szczytowych prądu pioruna ($I_F = 20 \text{ kA}$) oraz dla mniejszych rezystywności gruntu ($\rho = 50 \Omega\text{m}$). Wartość napięcia na izolatorze jest sumą spadku napięcia na rezystancji udarowej uziemienia słupa, spadku napięcia na impedancji udarowej słupa oraz wartości napięcia w przewodzie fazowym. Wraz ze wzrostem wartości szczytowej prądu pioruna oraz rezystywności gruntu część napięcia na izolatorze wynikająca ze spadku napięcia na rezystancji udarowej uziemienia słupa rośnie szybciej niż część spadku napięcia na impedancji udarowej słupa. Z tego wynika, że najmniejszy wzrost napięcia na izolatorze wynikający z zastosowania słupa pełnościennego odnotowano dla największych wartości rezystywności gruntu i szczytowej wartości prądu pioruna. Przedstawiony na rys. 50 wynik analizy wpływu zamiany słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami izolacyjnymi na wartość maksymalną napięcia na izolatorze fazy L1 wykazał wzrost napięcia w granicach od -1,2% do 2,0%. Wykazano więc, że zamiana słupa jednotorowego kratowego na pełnościenny z poprzecznikami izolacyjnymi dla warunków przepływu prądu udarowego pochodzącego od wyładowania atmosferycznego w sposób nieznaczny wpływa na wartość napięcia na izolatorze. Elementem charakterystycznym wyników analizy przedstawionych na rys. 50 jest odnotowanie ujemnego wzrostu wartości napięcia na izolatorze pomimo faktu, iż spadek napięcia na impedancji udarowej słupa pełnościennego z poprzecznikami izolacyjnymi jest większy niż dla słupa kratowego.



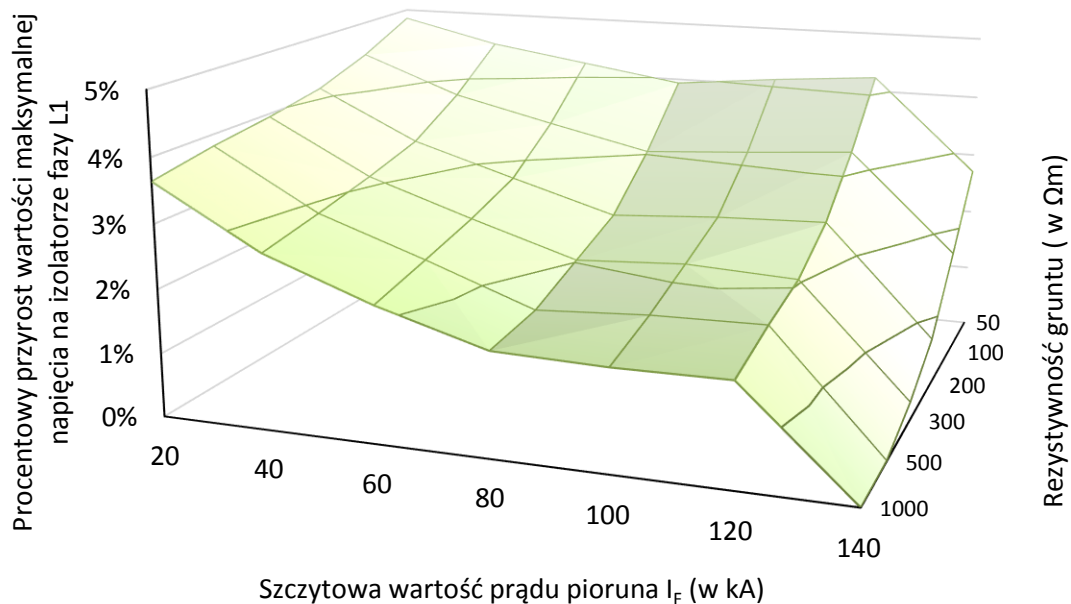
Rys. 49. Procentowy przyrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa pełnościennego ze standardowymi poprzecznikami w stosunku do wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa kratowego. Słupy jednotorowe przelotowe 110kV



Rys. 50. Procentowy przyrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa pełnościennego z poprzecznikami izolacyjnymi w stosunku do wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa kratowego. Słupy jednotorowe przelotowe 110kV



Rys. 51. Procentowy przyrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa pełnościennego ze standardowymi poprzecznikami w stosunku do wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa kratowego. Słupy dwutorowe przelotowe 110kV



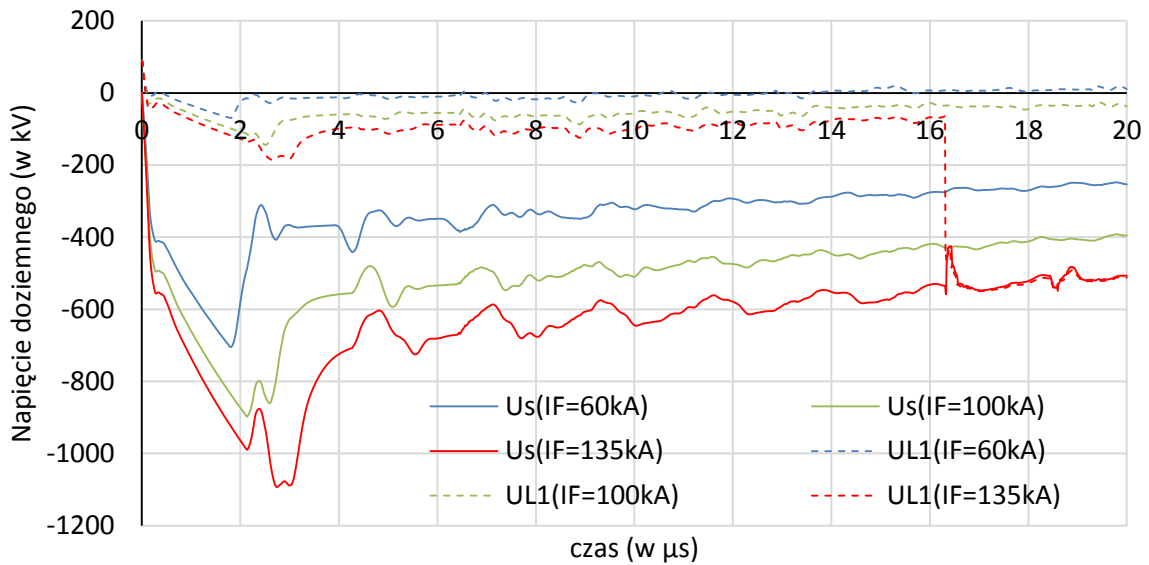
Rys. 52. Procentowy przyrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa pełnościennego z poprzecznikami izolacyjnymi w stosunku do wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 słupa kratowego. Słupy dwutorowe przelotowe 110kV

Jest to konsekwencją większej wartości napięcia w przewodzie fazowym wynikającej z mniejszych odległości pomiędzy przewodami fazowymi i odgromowymi w słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi. Analiza porównawcza dla słupów dwutorowych wykazała, że zamiana słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi powoduje wzrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze w granicach od 6,3% do 15,8% (rys. 51). Jest to zakres porównywalny z wartościami otrzymanymi dla słupów jednotorowych. Najistotniejsze różnice kształtu otrzymanych płaszczyzn dla słupów jednotorowych i dwutorowych wynikają ze zmiany wysokości słupów. Większe wysokości słupów dwutorowych powodują wzrost czasu propagacji fali przepięciowej wzdłuż słupa i przesunięcie w czasie obniżenia wartości napięcia na wierzchołku słupa w wyniku powrotu fali przepięciowej odbitej od fundamentu. Zamiana dwutorowego słupa kratowego na pełnościenny z izolacyjnym układem poprzeczników implikuje wzrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze fazy L1 w granicach od -0,5% do 4,8% (rys. 52). Ujemną wartość przyrostu odnotowano tylko dla szczytowej wartości prądu pioruna ($I_F=140$ kA) oraz rezystywności gruntu ($\rho=100$ Ω m). W pozostałych przypadkach przy zmianie słupa dwutorowego z kratowego na pełnościenny z poprzecznikami izolacyjnymi należy liczyć się ze wzrostem wartości maksymalnej napięcia na izolatorze.

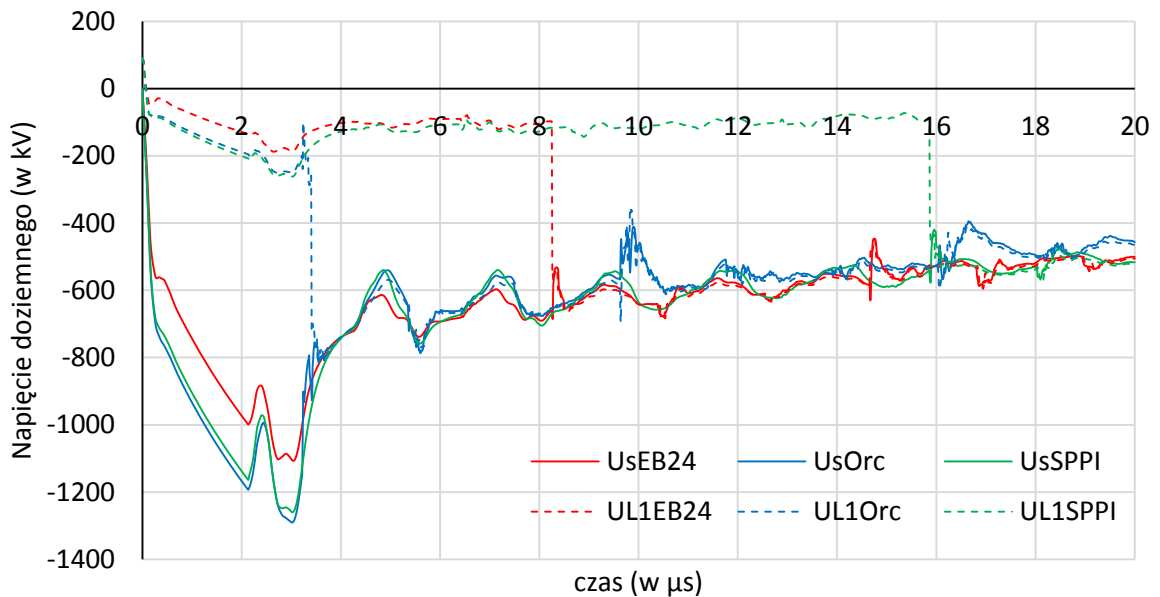
4.2.2. Porównanie prądów granicznych pioruna powodujących wystąpienie przeskoków odwrotnych

Określenie granicznej wartości prądu pioruna, przy której nastąpi przekroczenie wytrzymałości układu izolacyjnego, stanowi istotę analizy wpływu rodzaju słupa na prawdopodobieństwo wystąpienia przeskoku odwrotnego. W oparciu o implementację w programie ATP-EMTP modelu linii rozbudowanego o procedurę przeskoku na izolatorze przeprowadzono symulacje przepięć. Na rys. 53 przedstawiono przykładowe porównanie przebiegów napięć doziemnych a) na wierzchołku słupa (U_s), b) fazy L1 (UL1) dla słupa jednotorowego EB24P(0) dla wybranych wartości szczytowych prądu pioruna ($I_F = 60$ kA, $I_F = 100$ kA, $I_F = 135$ kA). Dla przypadku o szczytowej wartości prądu pioruna równej $I_F=135$ kA po czasie 16μ s wystąpił przeskok na izolatorze, który skutkuje wzrostem napięcia doziemnego fazy L1 do poziomu napięcia na wierzchołku słupa (zwarcie fazy L1 ze słupem).

Wzrost wartości napięcia na izolatorze na skutek zamiany słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi oraz obniżenie napięcia na izolatorze na skutek zamiany słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami izolacyjnymi powodują dla słupów jednotorowych odpowiednio skrócenie oraz wydłużenie czasu do przeskoku. Przykładowe porównanie przebiegów napięć doziemnych a) na wierzchołku słupa (U_s), b) fazy L1 (UL1) dla słupów jednotorowych EB24, Orc, SPPI przedstawiono na rys. 54.



Rys. 53. Porównanie przebiegów napięcia doziemnego a) na wierzchołku słupa (U_s), b) fazy L1 ($UL1$) dla słupa jednotorowego EB24P(0) dla wybranych wartości szczytowego prądu pioruna ($I_F=60\text{kA}$, $I_F=100\text{kA}$, $I_F=135\text{kA}$); rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho=100\Omega\text{m}$



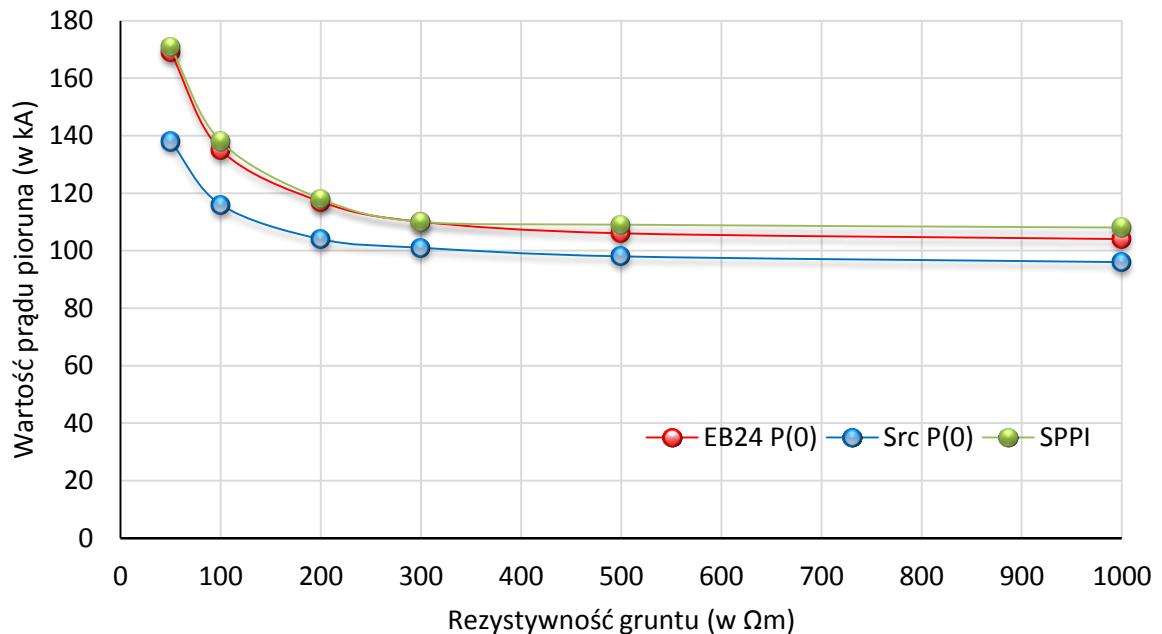
Rys. 54. Porównanie przebiegów napięcia doziemnego a) na wierzchołku słupa (U_s), b) fazy L1 ($UL1$) dla słupów jednotorowych EB24, Orc, SPPI; szczytowa wartość prądu pioruna $I_F=138\text{kA}$, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$, rezystywność gruntu $\rho=100\Omega\text{m}$

Przy wartości szczytowej prądu pioruna równej 138 kA przeskok na izolatorze dla słupa kratowego EB24 nastąpił po 8,2 μs od momentu uderzenia pioruna w słup. Czas ten był odpowiednio a) krótszy dla słupa pełnościennego z poprzecznikami stalowymi i wyniósł

3,4 μs , b) dłuższy dla słupa pełnościennego z poprzecznikami izolacyjnymi i wyniósł 15,8 μs .

Wnioski wynikające z analizy porównawczej zmian wartości napięcia na izolatorze wskutek zmiany rodzaju słupa uzasadniają konieczność dokonania oceny relacji pomiędzy graniczną wartością prądu pioruna a podstawowymi parametrami linii, tj. rodzajem zastosowanego słupa (zmiana impedancji udarowej słupa oraz odległości pomiędzy przewodami), rezystywnością gruntu (zmiana rezystancji udarowej uziemienia, parametrów jednostkowych linii). Otrzymane wyniki obliczeń przedstawiono odpowiednio dla słupów jednorodnych na rys. 55 i dwutorowych na rys. 56.

Wykazano, że zamiana jednorodnego słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi (rys. 55) implikuje obniżenie granicznej wartości prądu pioruna (wartość prądu powyżej której dochodzi do przeskoku) w granicach od 7,5% do 18,3%. Największą różnicę o wartość 18,3% odnotowano dla najmniejszej rezystywności $\rho=50 \Omega\text{m}$. Wraz ze wzrostem rezystywności różnica malała do 7,5% dla rezystywności $\rho=1000 \Omega\text{m}$.

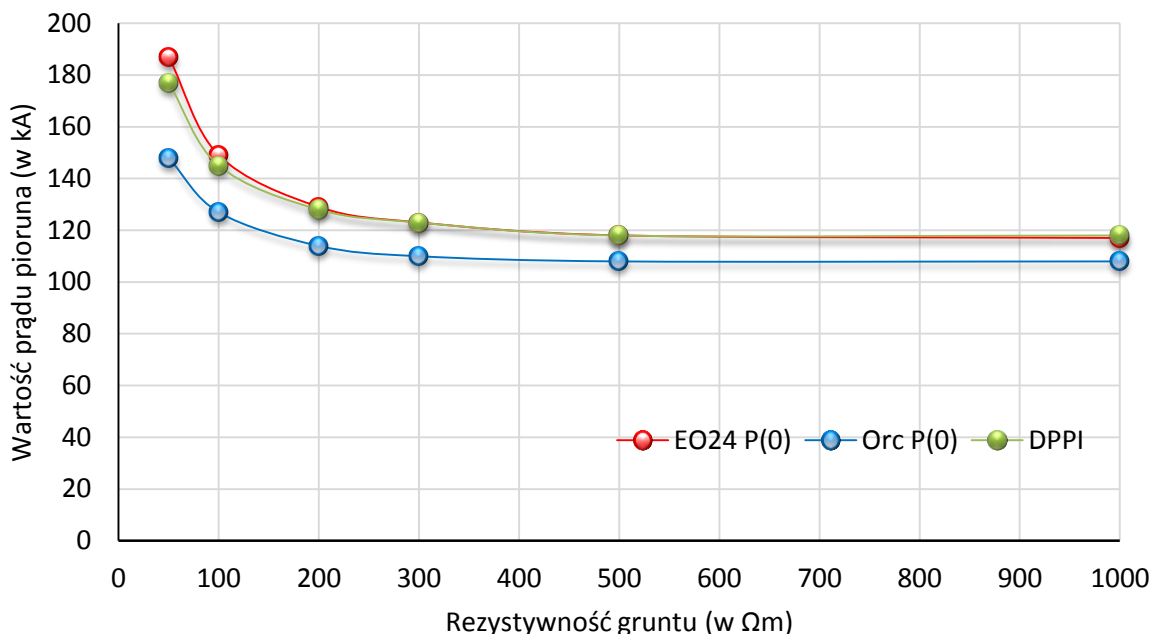


Rys. 55. Porównanie granicznych wartości prądu pioruna dla wybranych rodzajów słupów jednorodnych oraz rezystywności gruntu, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$

Przy zamianie słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami izolacyjnymi w zakresie rezystywności gruntu od 50 Ωm do 300 Ωm nie odnotowano istotnych różnic pomiędzy granicznymi wartościami prądu pioruna. Dla rezystywności gruntu powyżej

300 Ω m wyższe wartości graniczne prądu pioruna uzyskano dla słupów pełnościennych, maksymalnie o 3,8% dla rezystywności gruntu 1000 Ω m.

Przedstawione na rys. 56 wyniki porównania wpływu rodzaju słupa dwutorowego na wartości graniczne prądu pioruna wskazują, że zamiana słupa dwutorowego kratowego na słupek pełnościenny poprzecznikami stalowymi powoduje obniżenie wartości granicznej prądu pioruna w granicach od 7,7% do 20,9%. Największe różnice odnotowano dla najmniejszych rezystywności gruntu. Zamiana słupów dwutorowych kratowych na pełnościenne z poprzecznikami izolacyjnymi dla rezystywności gruntu w granicach od 200 Ω m do 1000 Ω m nie wpływa istotnie na zmianę granicznej wartości prądu pioruna. Największą różnicę pomiędzy wartościami granicznymi prądu pioruna dla tego przypadku odnotowano dla rezystywności gruntu 50 Ω m, gdzie graniczna wartość prądu dla słupa pełnościennego jest o 5,3% mniejsza.



Rys. 56. Porównanie granicznych wartości prądu pioruna dla wybranych typów słupów dwutorowych oraz rezystywności gruntu, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$

Należy odnotować, że otrzymane wyniki w zakresie kierunku zmian są spójne z wynikami porównania napięć na izolatorze przedstawionymi na rys. 49, 50, 51, 52. Uwzględnienie w niniejszej analizie dodatkowo czasu narażenia układu izolacyjnego spowodowało uzyskanie większych różnic pomiędzy granicznymi wartościami prądów pioruna. Szczególnie przy zamianie słupa z kratowego na pełnościenny z klasycznymi poprzecznikami.

4.3. Ocena wpływu badanych rodzajów słupów na prawdopodobieństwo wystąpienia przeskoków odwrotnych

W statystycznym ujęciu relacji pomiędzy narażeniem a wytrzymałością ryzyko uszkodzenia wyrażone jest prawdopodobieństwem jednoczesnego zajścia zdarzenia elementarnego A, polegającego na tym, że wartość przepięcia będzie zawierała się w przedziale $\langle U, U+\Delta U \rangle$, oraz zdarzenia elementarnego B, polegającego na tym, że wytrzymałość elektryczna będzie mniejsza lub równa U. Przy założeniu, że zdarzenia A i B są niezależne, ryzyko R uszkodzenia układu izolacyjnego można przedstawić w postaci [31]

$$R = \int_0^{\infty} f(U)G(U)dU \quad (72)$$

gdzie:

$f(U)$ – funkcja rozkładu prawdopodobieństwa wartości szczytowych przepięć

$G(U)$ – dystrybuanta wytrzymałości elektrycznej

Ponieważ wartość maksymalna napięcia na izolatorze oraz niestandardowe napięcie krytyczne dla przeskoku U_{50NS} są funkcjami czasu do osiągnięcia przez prąd pioruna wartości szczytowej, dlatego zgodnie z wytycznymi CIGRÉ [13] wskaźnik BFR³ można określić w następujący sposób:

$$BFR = 0,6N_L \int_0^{\infty} \int_{I_C}^{\infty} f(I_F | t_f) f(t_f) dI_F dt_f \quad (73)$$

gdzie:

I_C – graniczna wartość prądu pioruna powyżej której następuje przeskok

$f(I_F | t_f)$ – gęstość rozkładu prawdopodobieństwa warunkowego wartości szczytowej prądu pioruna

$f(t_f)$ – gęstość czasu osiągnięcia przez prąd pioruna wartości szczytowej

N_L – liczba uderzeń pioruna w linię na jednostkę jej długości w ciągu jednostki czasu

Dla równoważnego trójkątnego kształtu prądu pioruna o równoważnym czasie osiągnięcia wartości szczytowej opisanym równaniem (71) równanie (73) można zredukować do

³ BFR (Back Flash Rate) – wskaźnik przeskoków odwrotnych, określający liczbę przeskoków odwrotnych na 100km linii na rok

$$BFR = 0,6N_L \int_{I_C}^{\infty} f(I) dI = 0,6N_L P(I_F \geq I_C) \quad (74)$$

gdzie

$$P(I_F \geq I_C) = R \quad (75)$$

jest ryzykiem uszkodzenia układu izolacyjnego wyrażonym poprzez prawdopodobieństwo przekroczenia przez wartość szczytową I_F prądu pioruna wartości granicznej I_C .

Zakładając rozkład logarytmiczno-normalny (5) wartości szczytowych prądu pioruna z uwzględnieniem parametrów przedstawionych w tabeli 1, prawdopodobieństwo przeskoku odwrotnego przy pojedynczym wyładowaniu piorunowym można wyrazić zależnością

$$R = 1 - \frac{1}{\sqrt{2\pi}0,605} \int_0^{I_C} \frac{1}{x} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left[\frac{\ln(x/33,3)}{0,605} \right]^2 \right\} dx \quad (76)$$

Wyrażenie na BFR przyjmuje postać

$$BFR = 0,6N_L R \quad (77)$$

Wielkość N_L według[32] można wyznaczyć ze wzoru

$$N_L = 0,004N_D^{1,25} (d_o + 4h_o^{1,09}) \quad (78)$$

gdzie:

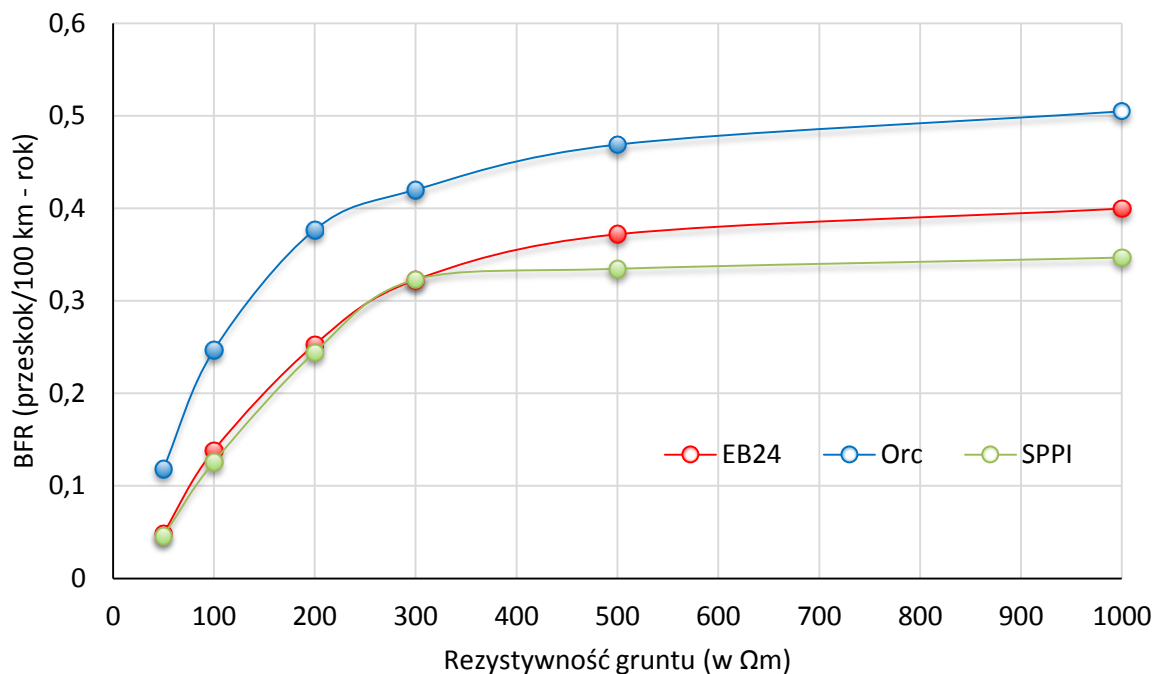
N_D – liczba dni burzowych w ciągu jednego roku

d_o – pozioma odległość pomiędzy przewodami odgromowymi linii wyrażona w metrach

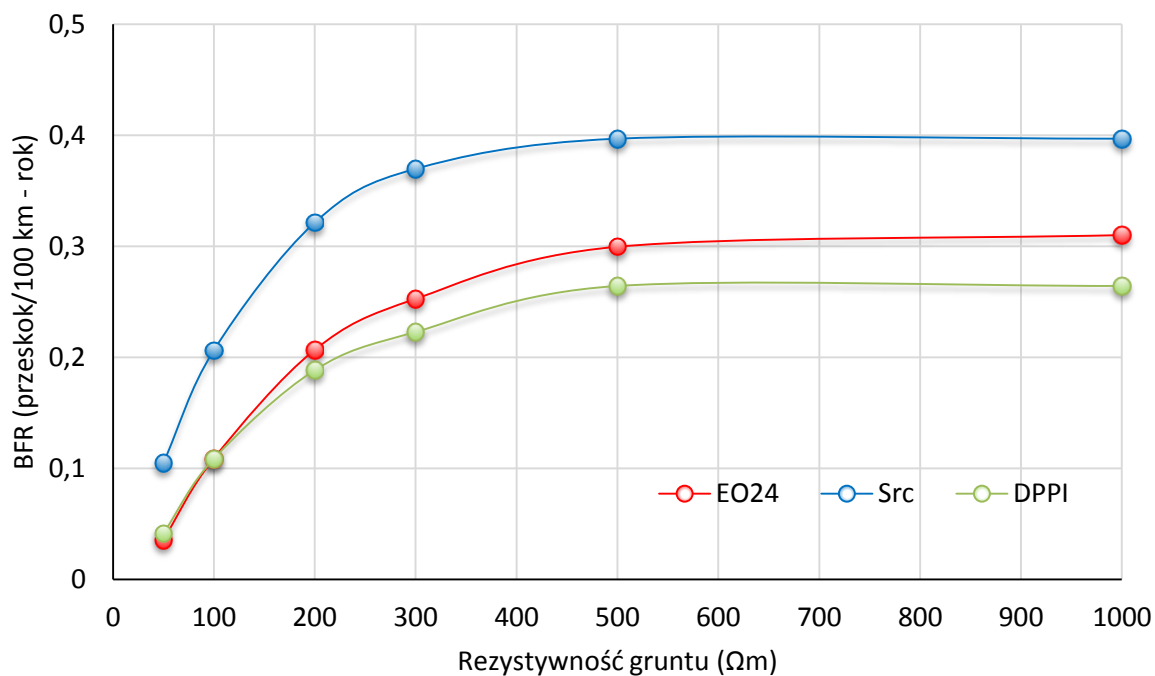
h_o – średnia wysokość zawieszenia przewodów odgromowych wyrażona w metrach

Na podstawie granicznych wartości prądu pioruna I_C zaprezentowanych w rozdziale 4.2.2 dokonano obliczeń wskaźnika przeskoczków odwrotnych BFR dla wybranych rodzajów słupów. Otrzymane wyniki obliczeń przedstawiono odpowiednio dla słupów jednorodowych na rys. 57, dla słupów dwutorowych na rys. 58.

Zmiana słupa jednorodowego kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi dla rezystywności gruntu w granicach od 200 Ω m do 1000 Ω m powoduje wzrost wskaźnika BFR o 0,1 przeskoku na 100 km na rok. Dla rezystywności gruntu 50 Ω m uzyskano mniejszy wzrost o wartości 0,07. Zastosowanie słupów jednorodowych pełnościennych z poprzecznikami izolowanymi zamiast słupów kratowych dla rezystywności gruntu od 50 Ω m do 300 Ω m nie wpływa na zmianę wskaźnika BFR.



Rys. 57. Porównanie wskaźnika przeskoków odwrotnych BFR dla wybranych typów słupów jednotorowych oraz rezystywności gruntu, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$



Rys. 58. Porównanie wskaźnika przeskoków odwrotnych BFR dla wybranych typów słupów dwutorowych oraz rezystywności gruntu, rezystancja uziemienia słupa $R_o=10\Omega$

Dla rezystywności gruntu powyżej 300 Ωm uzyskuje się stopniowe obniżanie wskaźnika BFR do różnicy o wartości 0,05 dla rezystywności gruntu 1000 Ωm .

Charakter zmian współczynnika BFR przy zamianie słupa dwutorowego kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi jest porównywalny jak dla słupów jednotorowych. Dla słupów pełnościennych występuje wzrost BFR o 0,07 dla rezystywności gruntu równej 50 Ωm i o 0,1 dla rezystywności gruntu w granicach od 100 Ωm do 1000 Ωm . Zastosowanie słupów dwutorowych pełnościennych z poprzecznikami izolowanymi zamiast słupów kratowych wykazało porównywalny zakres zmian współczynnika BFR jak dla słupów jednotorowych.

4.4. Omówienie wyników symulacji

Zaprezentowane w rozdziałach 4.1-4.3 wyniki obliczeń zostały zebrane w formie tabeli. Zestawiono impedancje udarowe słupów Z_S , maksymalne wartości napięcia na izolatorze fazy L1 U_{mL1} , graniczne wartości prądu pioruna I_C , współczynniki BFR dla wybranych rodzajów słupów przelotowych odpowiednio dla jednotorowych w tabeli 5, dwutorowych w tabeli 6. Dodatkowo otrzymane wartości dla słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi oraz pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi porównano z wartościami dla słupów kratowych. Wyniki porównania przedstawiono w formie procentowej zmiany w stosunku do wartości dla słupów kratowych.

Zmiana słupa jednotorowego kratowego na pełnościenny powoduje wzrost impedancji udarowej słupa o 52% dla słupa z poprzecznikami stalowymi i 53% z poprzecznikami izolacyjnymi. Istotny wzrost impedancji udarowej słupa w mniejszym stopniu wpływa na wzrost maksymalnej wartości napięcia na izolatorze fazy L1. Dla słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi wzrost maksymalnej wartości napięcia mieści się w granicach od 6% do 15%. Dla słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi wzrost maksymalnej wartości napięcia na izolatorze zawiera się w granicach od -2% do 2%. Jest to konsekwencją wzrostu wartości indukowanego napięcia w przewodach fazowych na skutek mniejszych odległości pomiędzy przewodami fazowymi i odgromowymi dla słupów pełnościennych. Zmiana impedancji udarowej słupów jednotorowych oraz zmiana odległości pomiędzy przewodami fazowymi wpływa również na kształt napięcia na izolatorze oraz na graniczną wartość prądu pioruna, przy której dochodzi do przeskoku odwrotnego na izolatorze. Zamiana słupa kratowego na pełnościenny z poprzecznikami stalowymi powoduje obniżenie granicznej wartości prądu pioruna dla wybranego zakresu rezystywności gruntu w granicach od 8 do 18%. Największe obniżenie występuje dla najmniejszych rezystywności gruntu. Zamiana słupów jednotorowych kratowych na pełnościenne z poprzecznikami izolowanymi wykazuje odwrotną tendencję. Uzyskano większe wartości graniczne prądu pioruna dla słupów pełnościennych (od 1% do 4%), przy

Tabela 5. Zbiorcze zestawienie impedancji udarowych słupa Z_S , maksymalnej wartości napięcia na izolatorze fazy L1 U_{mL1} , granicznej wartości prądu pioruna I_C , współczynnika BFR dla wybranych typów słupów przelotowych jednotorowych przy rezystancji uziemienia słupa $R_o=10\Omega$

ρ [Ωm]	Typ słupa	I_F [kA]	Wartość parametru						% zmiany w stosunku do słupa kratowego											
			50	100	200	300	500	1000	50	100	200	300	500	1000						
Z_S [Ω]	EB24		170																	
	Src		258												52%					
	SPPI		260												53%					
U_{mL1} [kV]	EB24	20	319	327	332	333	333	332												
		40	441	466	481	487	490	491												
		60	534	577	609	621	631	636												
		80	607	667	715	735	752	763												
		100	642	708	762	785	804	818												
		120	720	803	875	908	936	953												
		140	754	852	944	987	1027	1056												
	Src	20	368	375	379	379	379	377	15%	15%	14%	14%	14%	14%						
		40	506	528	541	545	547	547	15%	13%	13%	12%	12%	12%						
		60	610	649	678	689	697	699	14%	12%	11%	11%	10%	10%						
		80	692	748	793	811	825	834	14%	12%	11%	10%	10%	9%						
		100	735	797	846	867	884	895	14%	13%	11%	10%	10%	9%						
		120	791	859	933	961	984	995	10%	7%	7%	6%	5%	4%						
		140	844	935	1018	1058	1092	1115	12%	10%	8%	7%	6%	6%						
	SPPI	20	324	332	338	340	340	339	2%	2%	2%	2%	2%	2%						
		40	446	470	485	492	495	495	1%	1%	1%	1%	1%	1%						
		60	538	580	612	624	634	638	1%	1%	1%	1%	0%	0%						
		80	611	669	714	734	750	761	1%	0%	0%	0%	0%	0%						
		100	646	709	761	784	802	815	1%	0%	0%	0%	0%	0%						
		120	708	786	860	890	917	932	-2%	-2%	-2%	-2%	-2%	-2%						
		140	751	846	934	975	1014	1040	0%	-1%	-1%	-1%	-1%	-2%						
I_C [kA]	EB24		169	135	117	110	106	104												
	Src		138	116	104	101	98	96							-18%	-14%	-11%	-8%	-8%	-8%
	SPPI		171	138	118	110	109	108							1%	2%	1%	0%	3%	4%
BFR	EB24		0,048	0,138	0,253	0,323	0,372	0,400												
	Src		0,118	0,247	0,377	0,420	0,469	0,505							144%	78%	49%	30%	26%	26%
	SPPI		0,046	0,126	0,245	0,323	0,335	0,347							-5%	-9%	-3%	0%	-10%	-13%

Tabela 6. Zbiorcze zestawienie impedancji udarowych słupa Z_S , maksymalnej wartości napięcia na izolatorze fazy L1 U_{mL1} , granicznej wartości prądu pioruna I_C , współczynnika BFR dla wybranych typów słupów przelotowych dwutorowych przy rezystancji uziemienia słupa $R_o=10\Omega$

ρ [Ωm]	Typ słupa	I_F [kA]	Wartość parametru						% zmiany w stosunku do słupa kratowego					
			50	100	200	300	500	1000	50	100	200	300	500	1000
Z_S [Ω]	EO24		178											
	Orc		249						40%					
	DPPI		246						38%					
U_{mL1} [kV]	EO24	20	308	316	320	320	319	317						
		40	430	452	466	470	471	470						
		60	521	562	591	601	608	611						
		80	592	648	692	710	724	730						
		100	625	688	737	757	773	782						
		120	657	725	780	801	822	833						
		140	717	807	886	923	954	973						
	Orc	20	357	364	366	366	365	361	16%	15%	15%	14%	14%	14%
		40	496	515	526	529	529	527	15%	14%	13%	13%	12%	12%
		60	598	636	662	671	676	676	15%	13%	12%	12%	11%	11%
		80	679	732	772	788	800	804	15%	13%	12%	11%	11%	10%
		100	720	779	824	843	856	863	15%	13%	12%	11%	11%	10%
		120	759	823	874	894	911	919	16%	14%	12%	12%	11%	10%
		140	810	894	964	997	1023	1034	13%	11%	9%	8%	7%	6%
	DPPI	20	323	330	333	333	332	329	5%	4%	4%	4%	4%	4%
		40	449	469	481	484	485	483	4%	4%	3%	3%	3%	3%
		60	543	581	607	616	622	624	4%	3%	3%	3%	2%	2%
		80	615	668	709	724	736	742	4%	3%	2%	2%	2%	2%
		100	651	709	755	773	787	795	4%	3%	2%	2%	2%	2%
		120	685	748	800	818	837	846	4%	3%	2%	2%	2%	2%
		140	736	820	893	926	954	968	3%	2%	1%	0%	0%	-1%
I_C [kA]	EO24		187	149	129	123	118	117						
	Orc		148	127	114	110	108	108	-21%	-15%	-12%	-11%	-8%	-8%
	DPPI		177	145	128	123	118	118	-5%	-3%	-1%	0%	0%	1%
BFR	EO24		0,036	0,109	0,207	0,253	0,300	0,310						
	Orc		0,105	0,206	0,321	0,370	0,397	0,397	194%	90%	55%	46%	32%	28%
	DPPI		0,042	0,109	0,188	0,223	0,264	0,264	17%	0%	-9%	-12%	-12%	-15%

czym wzrost następuje wraz ze wzrostem rezystywności gruntu. Ze względu na to, że współczynnik BFR jest zależny od prawdopodobieństwa wystąpienia szczytowej wartości prądu pioruna, a parametr ten jest zmienną losową, która podlega rozkładowi logarytmiczno-normalnemu (5), dynamika zmian BFR w funkcji rodzaju słupa jest większa niż dynamika zmian granicznej wartości prądu pioruna. Zastosowanie jednorodnych słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi zamiast słupów kratowych powoduje wzrost BFR dla wybranego zakresu rezystywności gruntu od 26% do 144%, przy czym różnica maleje wraz ze wzrostem rezystywności gruntu. Zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi zamiast słupów kratowych obniża wartość BFR w granicach od 0% do 13%. Najmniejszą wartość BFR uzyskano dla rezystywności gruntu równej 1000 Ωm .

Charakter zmian opisywanych parametrów dla linii dwutorowych jest porównywalny jak dla linii jednorodnych. Dla słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi występuje wzrost impedancji udarowej słupa o 40%, wzrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze w granicach od 6% do 16%, obniżenie granicznej wartości prądu pioruna w granicach od 8% do 21% i wzrost BFR od 28% do 194%. Przy zastosowaniu słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi występuje wzrost impedancji udarowej słupa o 38%, wzrost wartości maksymalnej napięcia na izolatorze w granicach od -2% do 2%, wzrost granicznej wartości prądu pioruna w granicach od -1% do 5% i obniżenie BFR w granicach od -17% do 15%.

5. OCENA POZIOMU NATEŻENIA PÓL ELEKTRYCZNEGO I MAGNETYCZNEGO W OTOCZENIU LINII NAPOWIETRZNEJ WYSOKIEGO NAPIĘCIA WYKONANEJ Z WYKORZYSTANIEM PEŁNOŚCIENNYCH STALOWYCH KONSTRUKCJI WSPORCZYCH

Napowietrzne linie elektroenergetyczne są źródłem pola elektromagnetycznego o częstotliwości 50 Hz. Na szczególną uwagę zasługują linie napowietrzne wysokiego i najwyższego napięcia, ze względu na powszechność w każdym praktycznie krajobrazie oraz na fakt generowania przez nie pola o znaczących wartościach. Dokładna znajomość wartości natężenia składowych elektrycznej i magnetycznej pola elektromagnetycznego pod liniami elektroenergetycznymi jest bardzo istotna z punktu widzenia oddziaływania na środowisko przyrodnicze, w tym na człowieka. Poza tym znajomość wartości natężenia pola elektromagnetycznego jest bardzo istotna, z punktu widzenia zagospodarowania terenów bezpośrednio pod liniami, czy też w ich pobliżu.

5.1. Obliczanie rozkładu pola elektromagnetycznego w otoczeniu linii

W celu wyznaczenia rozkładów obydwu pól wykorzystuje się metody numeryczne, głównie metodę elementów skończonych lub elementów brzegowych. Dla częstotliwości 50 Hz spełniony jest warunek quasi-stacjonarności i obie składowe: elektryczną i magnetyczną pola można rozpatrywać niezależnie [71].

Obliczenia wartości natężenia pola elektrycznego pod liniami można dokonać, wykorzystując metodę odbić zwierciadlanych i zasadę superpozycji. Przyjmuje się następujące założenia:

- przewody są nieskończenie długimi walcami prostoliniowymi, równoległymi względem siebie i ziemi,
- przenikalność dielektryczna powietrza jest równa przenikalności próżni,
- przewodność powietrza jest równa zero,
- nie uwzględnia się wpływu sąsiednich mas przewodzących,
- odległości pomiędzy poszczególnymi przewodami, jak również między każdym przewodem i ziemią, są bardzo duże w porównaniu z promieniem danego przewodu lub wiązki przewodów.

Przedstawiony na rys. 59 zbiór n przewodów tworzą przewody fazowe linii, przewody odgromowe oraz ewentualnie przewody ekranujące. Przy przyjętych założeniach na przewodach linii jest rozłożony, ze stałą gęstością liniową, ładunek, którego wartość zależy od napięcia przewodów względem ziemi oraz konfiguracji przestrzennej układu. Związek pomiędzy napięciami fazowymi przewodów a ładunkami powierzchniowymi – na podstawie zasady superpozycji potencjału i metody odbić zwierciadlanych – przedstawia wyrażenie:

$$[\hat{v}]_{n \times 1} = [\delta]_{n \times n} \cdot [\hat{q}]_{n \times 1} \quad (79)$$

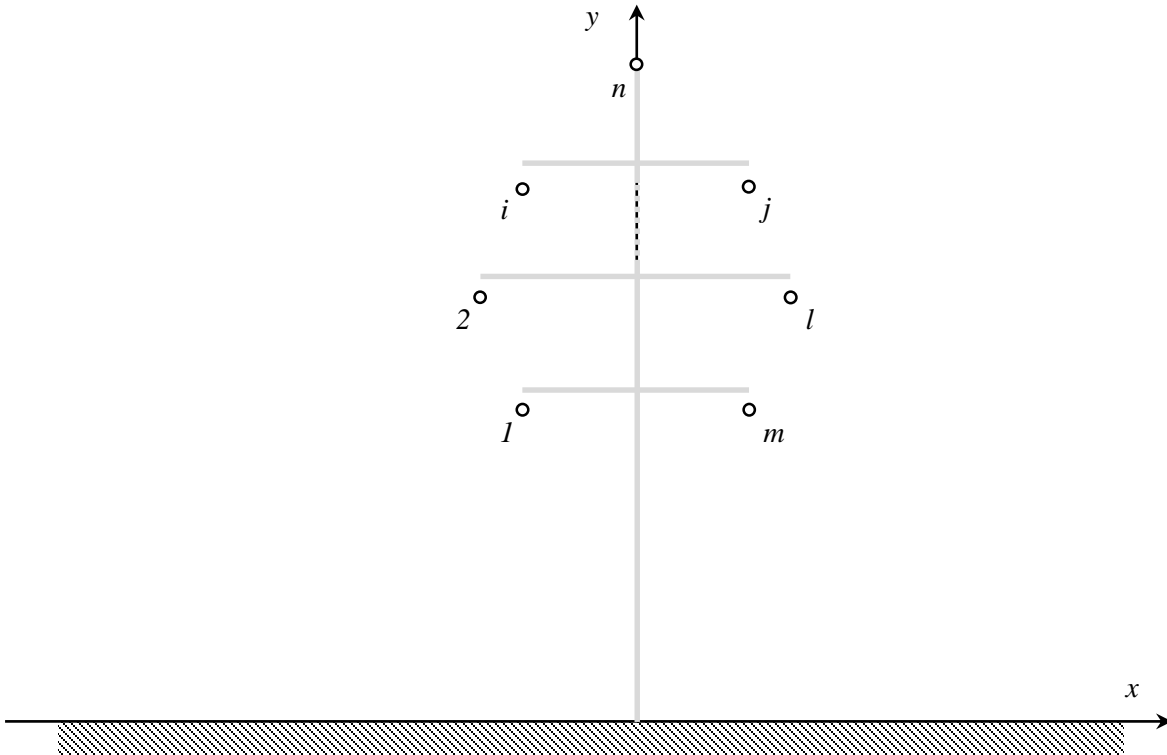
gdzie

$\hat{v}_1, \dots, \hat{v}_n$ – zespolone wartości napięć fazowych przewodów,

$\hat{q}_1, \dots, \hat{q}_n$ – gęstości liniowe ładunków przewodów,

δ_{ii} – współczynniki potencjalne własne ($i = 1, \dots, n$),

$\delta_{ij} = \delta_{ji}$ – współczynniki potencjalne wzajemne ($i \neq j; i, j = 1, \dots, n$).



Rys. 59. Zbiór n przewodów napowietrznej linii elektroenergetycznej

Współczynniki potencjalne własne i wzajemne δ wyznacza się na podstawie geometrycznego rozmieszczenia przewodów

$$\delta_{ii} = \frac{1}{2\pi\epsilon_o} \ln \frac{4y_i}{d_i} \quad (80)$$

$$\delta_{ij} = \frac{1}{2\pi\epsilon_o} \ln \frac{a_{ij}}{a_{ij'}} \quad (81)$$

gdzie:

ϵ_o - przenikalność elektryczna próżni

d_i - średnica i -tego przewodu

a_{ij} - odległość pomiędzy przewodem i -tym a j -tym

a_{ij}' - odległość pomiędzy przewodem i -tym a odbiciem lustrzanym względem powierzchni ziemi przewodu j -tego.

Dokonując przekształcenia równania (79) możemy dokonać obliczenia gęstości liniowej ładunków:

$$[\hat{q}] = [\delta]^{-1} \cdot [\hat{v}] \quad (82)$$

Ładunki, które są rozmieszczone na przewodach linii oraz ich odbiciach względem powierzchni ziemi, są źródłem pola elektrycznego. Wartość natężenia pola elektrycznego E_i (rys. 60) w punkcie $P(x,y)$ wytworzonego przez ładunek na i -tym przewodzie wyraża wzór:

$$\hat{E}_i = \frac{\hat{q}_i}{2\pi\epsilon_o r_i} \quad (83)$$

a wartość wektora natężenia pola elektrycznego, którego źródłem jest ładunek rozmieszczony na jego odbiciu lustrzanym (rys. 60)

$$\hat{E}_{i'} = \frac{\hat{q}_i}{2\pi\epsilon_o r_{i'}} \quad (84)$$

gdzie:

$r_i, r_{i'}$ są odległościami przewodu oraz jego odbicia od punktu P .

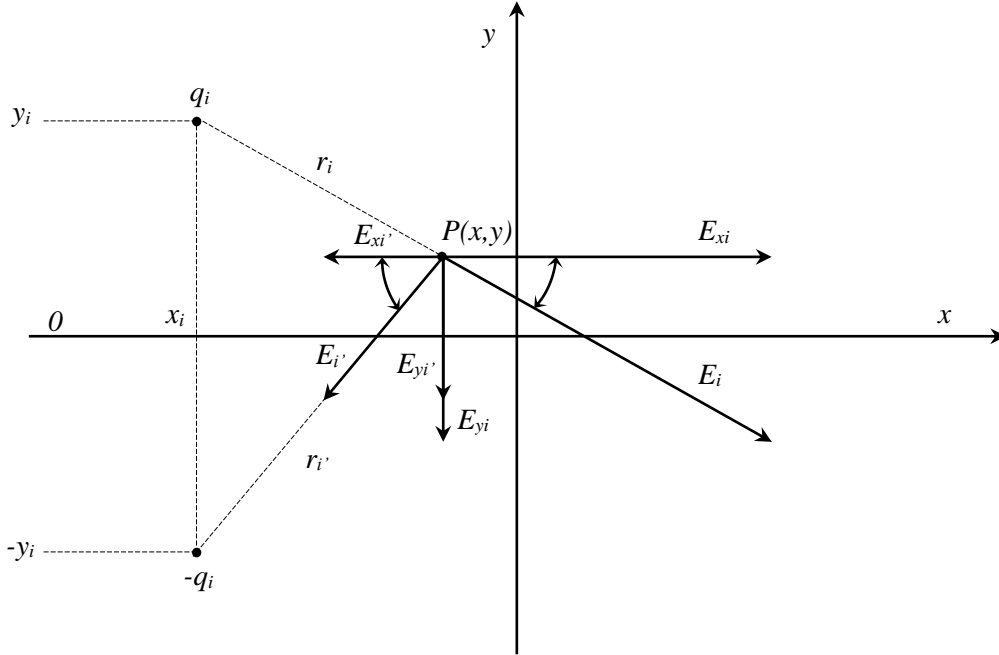
W celu wyznaczenia wypadkowego wektora natężenia pola elektrycznego należy rozłożyć wektory E_i i $E_{i'}$ na wektory składowe w kierunku osi $0x$ oraz osi $0y$, których wartości na podstawie rys. 60 można wyrazić w postaci:

$$\hat{E}_{xi} = \hat{E}_i \cos \alpha_i \quad \hat{E}_{yi} = \hat{E}_i \sin \alpha_i \quad \hat{E}_{xi'} = \hat{E}_{i'} \cos \alpha_{i'} \quad \hat{E}_{yi'} = \hat{E}_{i'} \sin \alpha_{i'} \quad (85)$$

Składowe E_x i E_y wektora wypadkowego są sumą składowych wektorów wytworzonych przez n ładunków przewodów linii oraz ich odbić (86), (87).

$$\hat{E}_x = \sum_{i=1}^n (\hat{E}_{xi} - \hat{E}_{xi'}) \quad (86)$$

$$\hat{E}_y = \sum_{i=1}^n (\hat{E}_{yi} + \hat{E}_{yi'}) \quad (87)$$



Rys. 60. Wektory natężenia pola elektrycznego wytwarzanego przez ładunki i -tego przewodu i jego odbicia lustrzanego oraz ich wektory składowe

Uwzględniając we wzorach (86) i (87) zależności (83), (84) i (85) składowe wektora wypadkowego wyrażone są następującymi wzorami:

$$\hat{E}_x = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \sum_{i=1}^n \hat{q}_i \left(\frac{\cos \alpha_i}{r_i} - \frac{\cos \alpha_{i'}}{r_{i'}} \right) = E_{xm} \exp(j\varphi_x) \quad (88)$$

$$\hat{E}_y = \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \sum_{i=1}^n \hat{q}_i \left(\frac{\sin \alpha_i}{r_i} + \frac{\sin \alpha_{i'}}{r_{i'}} \right) = E_{ym} \exp(j\varphi_y) \quad (89)$$

Wartości chwilowe wektorów składowych (88), (89), wyrażone jako zależne od czasu, można przedstawić jako funkcje harmoniczne o pulsacji ω , amplitudach E_{xm} , E_{ym} oraz fazach φ_x , φ_y :

$$E_x(t) = E_{xm} \sin(\omega t + \varphi_x) \quad (90)$$

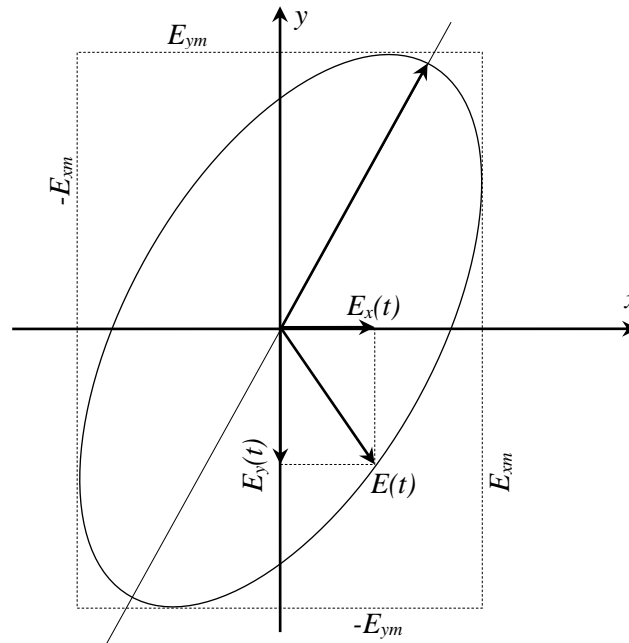
$$E_y(t) = E_{ym} \sin(\omega t + \varphi_y) \quad (91)$$

Ponieważ fazy składowych wektora są różne, wektor wypadkowy w punkcie $P(x, y)$ opisuje w przestrzeni elipsę (rys. 61), a tym samym pole elektryczne ma polaryzację eliptyczną. Wartość chwilową wektora wypadkowego można wyrazić zależnością:

$$E(t) = \sqrt{E_x^2(t) + E_y^2(t)} \quad (92)$$

Natomiast jego wartość największą wzorem:

$$(E_t)_{\max} = \max_{\omega t \in [0, 2\pi]} [E(t)] \quad (93)$$



Rys. 61. Polaryzacja eliptyczna składowej elektrycznej pola

Wyznaczenia składowej magnetycznej pola pod linią można dokonać, korzystając z modelu linii z przewodami nieskończenie długimi i równoległymi do powierzchni ziemi. Ze względu na ziemnopierwotny charakter obwodu linii elektroenergetycznej konieczne jest uwzględnienie przepływu prądu w układzie przewodów – ziemia. Przyjmuje się następujące założenia upraszczające:

- przenikalność magnetyczna ziemi jest równa przenikalności magnetycznej powietrza,
- nie uwzględnia się sąsiednich mas metalowych, w tym przewodów odgromowych
- linia jest n -torowa, przy czym wektory prądów każdego toru tworzą układ symetryczny kolejności zgodnej.

Powyższe założenia ograniczają możliwość zastosowania modelu do obliczeń natężenia pola magnetycznego dla stanów pracy, w której występuje symetryczne obciążenie linii i nie występuje przepływ prądów w ziemi. Założenie pominięcia przewodów odgromowych wydaje się również uzasadnione ze względu na to, iż wartości prądów indukowanych w zamkniętych obwodach ziemnopowrotnych tych przewodów są wielokrotnie mniejsze od prądów w przewodach fazowych.

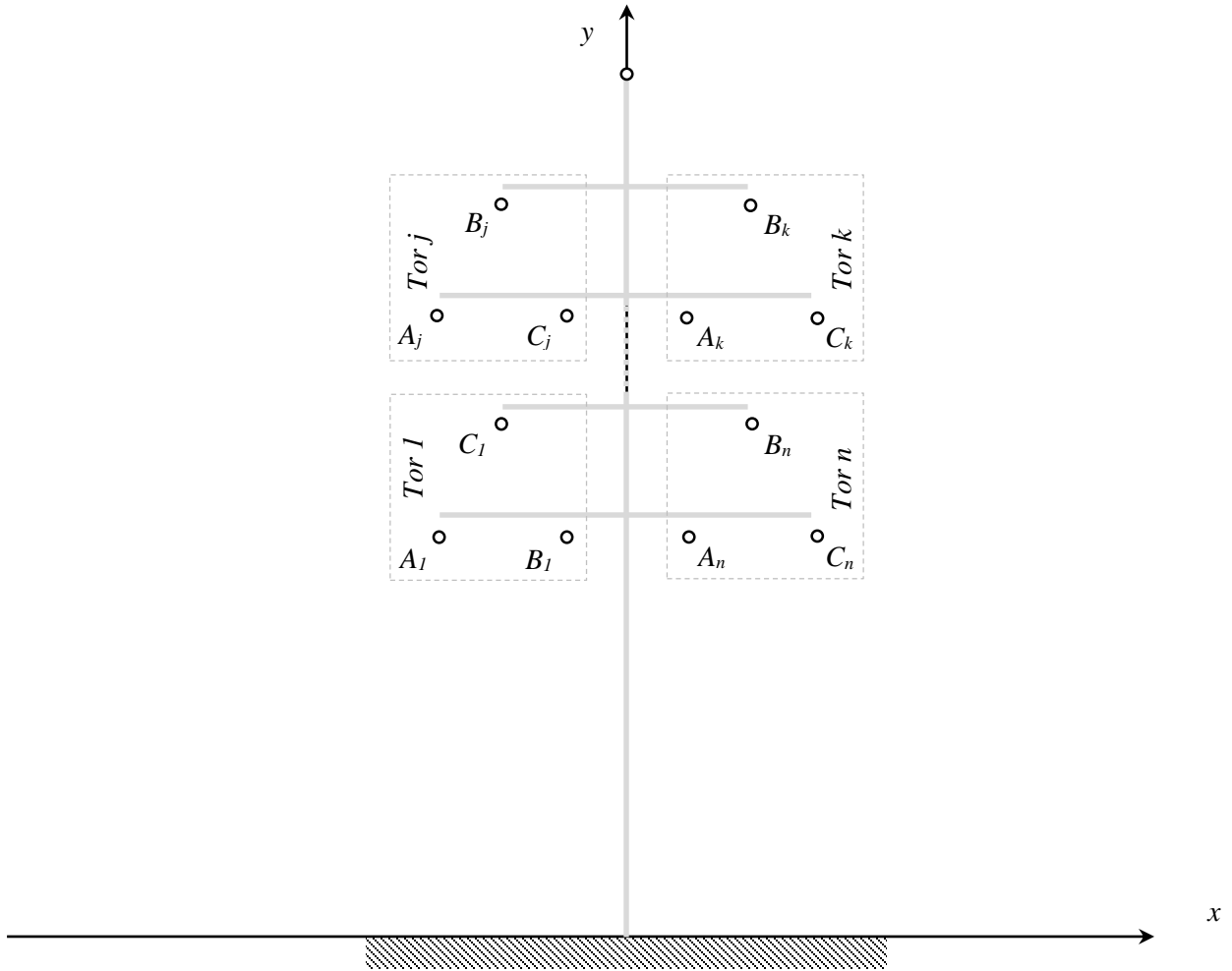
Dla n -torowej linii (rys. 62) zgodnie z przyjętymi założeniami prądy w k -tym torze linii można wyznaczyć zgodnie z poniższymi zależnościami:

$$\hat{I}_{Ak} = I_{km} \quad \hat{I}_{Bk} = a^2 I_{km} \quad \hat{I}_{Ck} = a I_{km} \quad (94)$$

gdzie: I_{km} – wartość maksymalna prądu,

$$a^2 = \exp(-j2\pi/3)$$

$$a = \exp(j2\pi/3)$$



Rys. 62. Zbiór przewodów n -torowej linii napowietrznej

Wartość natężenia pola magnetycznego w punkcie $P(x,y)$ (rys. 63) wytworzonego przez prąd płynący w przewodzie B_k , oraz wartości wektorów składowych wynoszą:

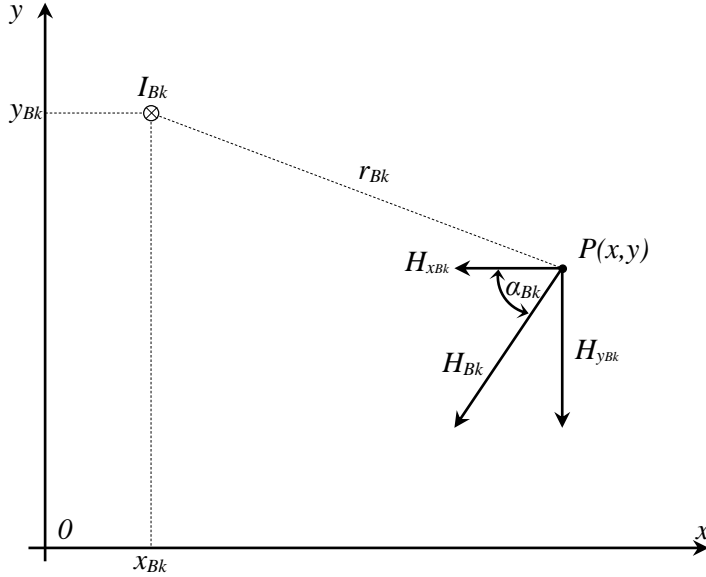
$$\hat{H}_{Bk} = \frac{\hat{I}_{Bk}}{2\pi r_{Bk}} \quad (95)$$

$$\hat{H}_{x_{Bk}} = \hat{H}_{Bk} \cos \alpha_{Bk} \quad (96)$$

$$\hat{H}_{y_{Bk}} = \hat{H}_{Bk} \sin \alpha_{Bk} \quad (97)$$

$$\hat{H}_{x_k} = \frac{I_{km}}{2\pi} \left(\frac{\cos \alpha_{Ak}}{r_{Ak}} + a^2 \frac{\cos \alpha_{Bk}}{r_{Bk}} + a \frac{\cos \alpha_{Ck}}{r_{Ck}} \right) \quad (98)$$

$$\hat{H}_{y_k} = \frac{I_{km}}{2\pi} \left(\frac{\sin \alpha_{Ak}}{r_{Ak}} + a^2 \frac{\sin \alpha_{Bk}}{r_{Bk}} + a \frac{\sin \alpha_{Ck}}{r_{Ck}} \right) \quad (99)$$



Rys. 63. Wektor natężenia pola magnetycznego wytworzony przez prąd płynący w przewodzie Bk oraz jego wektory składowe

Składowe H_x i H_y wektora wypadkowego natężenia pola magnetycznego są sumą składowych wektorów wytworzonych przez n torów linii (100), (101).

$$\hat{H}_x = \frac{1}{2\pi} \sum_{k=1}^n I_{km} \left(\frac{\cos \alpha_{Ak}}{r_{Ak}} + a^2 \frac{\cos \alpha_{Bk}}{r_{Bk}} + a \frac{\cos \alpha_{Ck}}{r_{Ck}} \right) = H_{xm} \exp(j\psi_x) \quad (100)$$

$$\hat{H}_y = \frac{1}{2\pi} \sum_{k=1}^n I_{km} \left(\frac{\sin \alpha_{Ak}}{r_{Ak}} + a^2 \frac{\sin \alpha_{Bk}}{r_{Bk}} + a \frac{\sin \alpha_{Ck}}{r_{Ck}} \right) = H_{ym} \exp(j\psi_y) \quad (101)$$

Analogicznie jak w przypadku pola elektrycznego wartości chwilowe wektorów składowych (100), (101), wyrażone jako zależne od czasu, można przedstawić jako funkcje harmoniczne o pulsacji ω , amplitudach H_{xm} , H_{ym} oraz fazach ψ_x , ψ_y :

$$H_x(t) = H_{xm} \sin(\omega t + \varphi_x) \quad (102)$$

$$H_y(t) = H_{ym} \sin(\omega t + \varphi_y) \quad (103)$$

A więc pole magnetyczne charakteryzuje się polaryzacją eliptyczną, z której wynikają takie same wnioski, jak wymieniono uprzednio dla pola elektrycznego. Wartość chwilową wektora wypadkowego można wyrazić zależnością:

$$H(t) = \sqrt{H_x^2(t) + H_y^2(t)} \quad (104)$$

5.2. Symulacja komputerowa rozkładu natężenia pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii

Obniżenie maksymalnych wartości natężenia pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii jest możliwe poprzez modyfikację konstrukcji słupa polegającą na zmianie odstępów między przewodami roboczymi linii oraz sposobu ich zamocowania [11, 41, 74, 96, 97]. Uzyskanie w tym zakresie poziomy natężenia pola elektromagnetycznego muszą spełniać wymagania dotyczące projektowania, budowy i eksploatacji obiektów elektroenergetycznych. Źródłem tych wymagań są prawne regulacje i dokumenty normalizacyjne. Zgodnie z obowiązującymi w tym zakresie regulacjami prawnymi⁴ dopuszczalne poziomy pola elektromagnetycznego o częstotliwości 50 Hz dla miejsc dostępnych dla ludności wynoszą:

- dla składowej elektrycznej (E) 10 kV/m,
- dla składowej magnetycznej (H) 60 A/m.

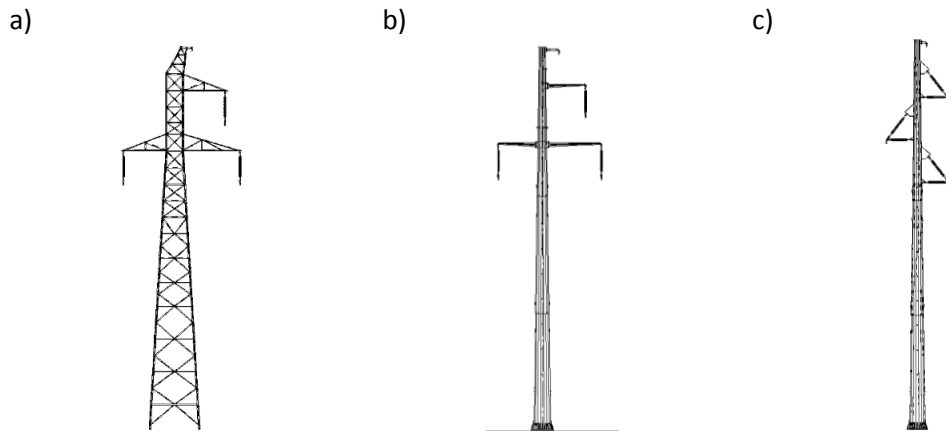
Regulacje te wymagają również, aby na terenach przeznaczonych pod zabudowę mieszkaniową natężenie pola elektrycznego nie przekroczyło wartości 1 kV/m, a natężenie pola magnetycznego wartości 60 A/m.

Zmiana odstępów izolacyjnych w napowietrznych liniach elektroenergetycznych pozwala ograniczyć szerokość pasa technologicznego niezbędnego do budowy linii. Tym samym zmniejsza się powierzchnia gruntu, z całkowitym lub znacznym stopniem ograniczenia użytkowania. Aby ocenić, w jakim stopniu redukcja odstępów izolacyjnych, a także zmiana układu przewodów zawieszonych na słupach elektroenergetycznej linii napowietrznej są działaniami korzystnymi, które nie naruszają środowiskowych wymagań prawnych, sporządzono wykresy przedstawiające rozkłady pól elektrycznego i magnetycznego dla różnych przypadków, a następnie przeprowadzono analizę porównawczą uzyskanych wyników dla wybranych rodzajów słupów.

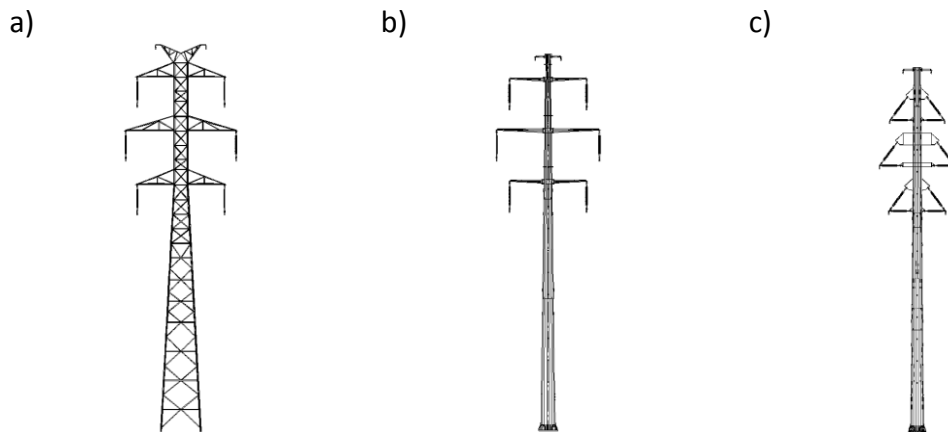
Sylwetki słupów kratowych oraz pełnościennych wybrano spośród typowych rozwiązań słupów stosowanych do budowy linii o napięciu 110 kV [49, 50]. Ponieważ do budowy linii napowietrznej najczęściej wykorzystuje się przelotowe konstrukcje wsporcze,

⁴ Rozporządzenie Ministra Środowiska z dnia 30 października 2003 r. w sprawie dopuszczalnych poziomów pól elektromagnetycznych w środowisku oraz sposobów sprawdzania dotrzymania tych poziomów

do analizy rozkładów składowych pola elektromagnetycznego wykorzystano właśnie tego rodzaju słupy z przeznaczeniem dla linii jedno- i dwutorowej. W obliczeniach uwzględniono słupy o wysokości równej 17 m, przy czym jest to odległość liczona od poziomu ziemi do poprzeczника zamocowanego najniżej. Jednocześnie uwzględniając modyfikację konstrukcji części wierzchołkowej słupów, zaproponowano nową konstrukcję pełnościenną z poprzecznikami wykonanymi z wykorzystaniem izolatorów kompozytowych [102, 109]. Sylwetki słupów przelotowych linii jednotorowych oraz dwutorowych poddanych analizie ilustrują odpowiednio rys. 64 i 65.



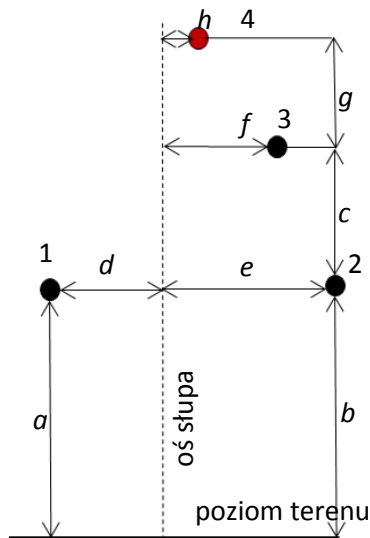
Rys. 64. Sylwetki słupów przelotowych jednotorowych przyjętych do analizy; a) kratowy EB24, b) pełnościenny Src, c) pełnościenny ze zmodyfikowanym układem izolacyjnym SPPI



Rys. 65. Sylwetki słupów przelotowych dwutorowych przyjętych do analizy; a) kratowy EO24, b) pełnościenny Orc, c) pełnościenny ze zmodyfikowanym układem izolacyjnym DPPI

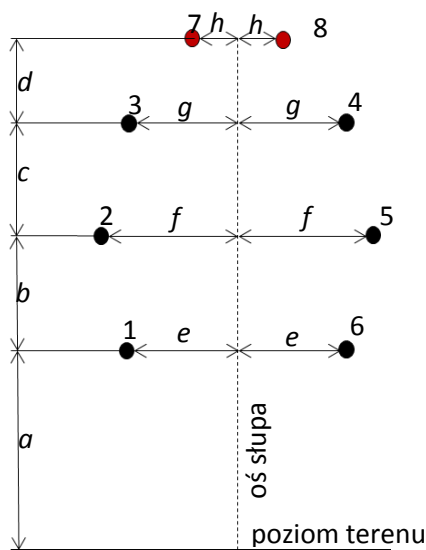
Dla potrzeb prowadzonych analiz składowych pola elektromagnetycznego rozpatrzono różne geometryczne rozmieszczenie przewodów na słupie. Układ geometryczny oraz przyjęte odległości przewodów fazowych i odgromowego od osi

konstrukcji wsporczej dla różnych typów słupów linii jednotorowej ilustruje rys. 66, a dla linii dwutorowej rys. 67.



Odległość [m]	Rodzaj słupa		
	EB24	Src	SPPI
<i>a</i>	14,90	14,90	17,50
<i>b</i>	14,90	14,90	14,90
<i>c</i>	3,70	3,50	5,20
<i>d</i>	3,10	2,65	2,05
<i>e</i>	3,90	3,55	2,10
<i>f</i>	3,10	2,60	2,00
<i>g</i>	4,70	3,80	3,30
<i>h</i>	1,00	0,60	0,60

Rys. 66. Schemat rozmieszczenia wraz z zestawieniem wzajemnych odległości przewodów fazowych (1-3) i odgromowego (4) dla wybranych typów słupów przelotowych linii jednotorowej

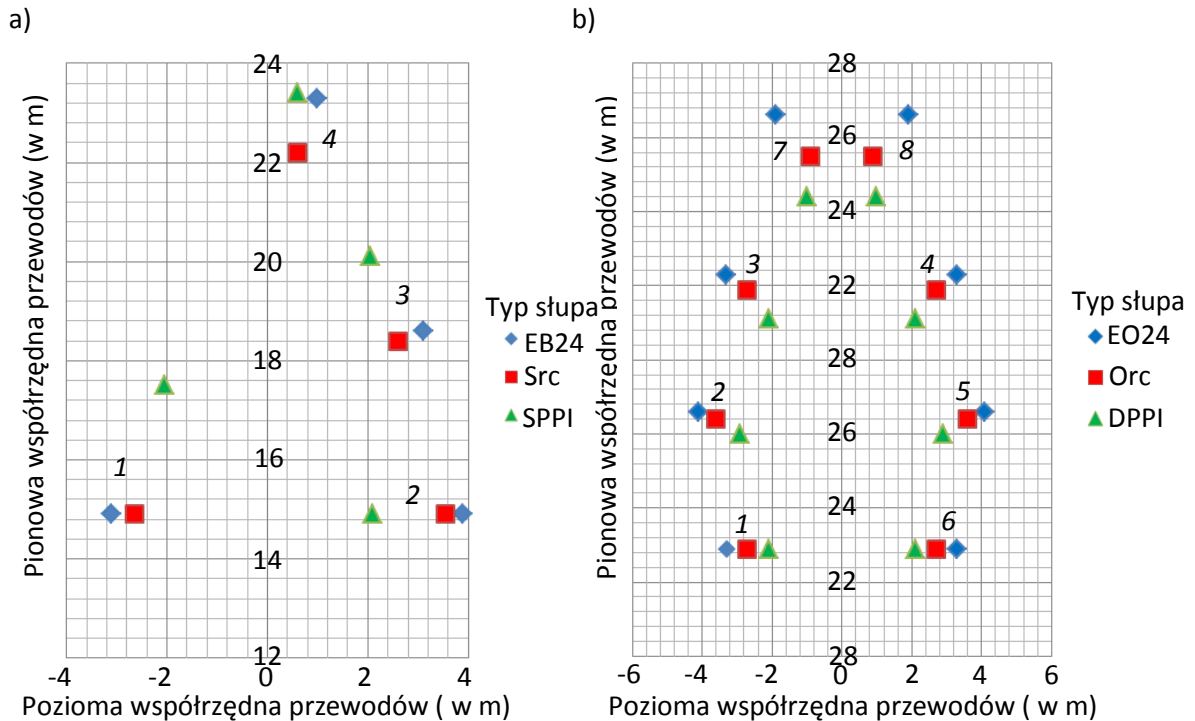


Odległość [m]	Rodzaj słupa		
	EO24	Orc	DPPI
<i>a</i>	14,90	14,90	14,90
<i>b</i>	3,70	3,50	3,10
<i>c</i>	3,70	3,50	3,10
<i>d</i>	4,30	3,60	3,30
<i>e</i>	3,30	2,70	2,10
<i>f</i>	4,10	3,60	2,90
<i>g</i>	3,30	2,70	2,10
<i>h</i>	1,90	0,90	1,00

Rys. 67. Schemat rozmieszczenia przewodów fazowych (1-6) i odgromowych (7, 8) dla wybranych typów słupów przelotowych linii dwutorowej wraz z zestawieniem wzajemnych odległości

Analizę rozkładu pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii napowietrznych wysokiego napięcia poprzedzono oceną wpływu sylwetki słupa na geometryczne rozmieszczenie przewodów fazowych i odgromowych. Wnioski z przeprowadzonej oceny potwierdzają możliwość uzyskania mniejszych odstępów między

przewodami roboczymi i odgromowymi w przypadku zastosowania stalowych słupów pełnościennych. Jest to możliwe ze względu na mniejszą średnicę trzonu słupa rurowego w stosunku do alternatywnego obrysu przekroju słupa kratowego. Zamiana poprzeczników stalowych w przypadku słupów pełnościennych na poprzeczniki izolacyjne pozwala na dodatkowe zmniejszenie odstępów pomiędzy przewodami oraz przewodami i słupem [8, 10]. Wzajemne rozmieszczenie przewodów dla różnych rodzajów słupów linii jednotorowych i dwutorowych przedstawiono na rys. 68.



Rys. 68. Rozmieszczenie przewodów przyjęte w obliczeniach rozkładów pól elektrycznego i magnetycznego a) fazowych (1-3) i odgromowego (4) dla słupów linii jednotorowej, b) fazowych (1-6) i odgromowych (7, 8) dla słupów linii dwutorowej

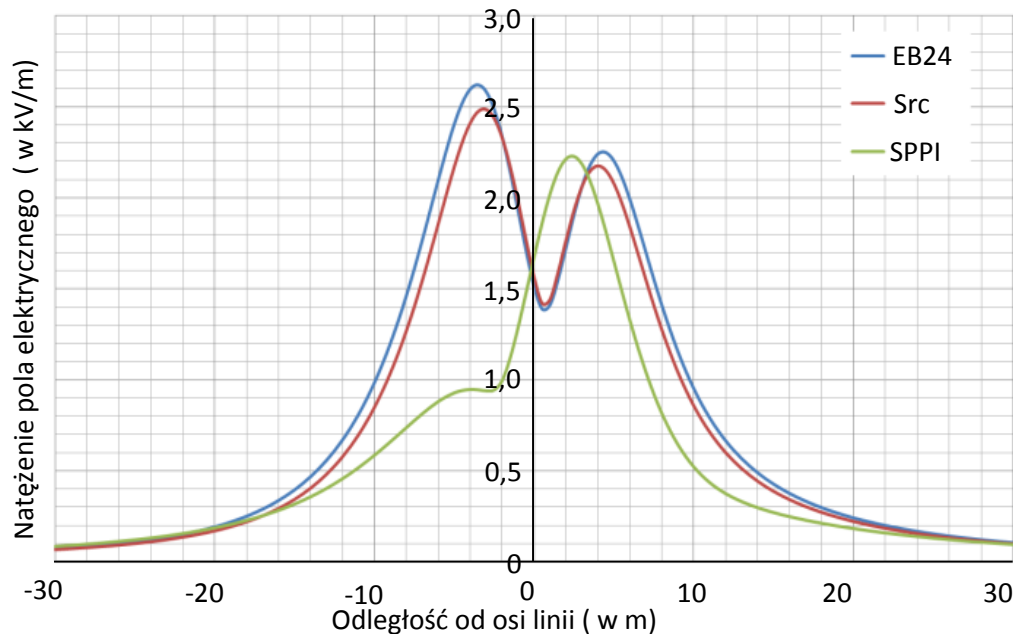
Rozkłady pól elektrycznego i magnetycznego uzyskano, obliczając natężenie tych pól w punktach zlokalizowanych w jednym przęśle pomiędzy dwoma sąsiednimi słupami przelotowymi. Do obliczeń przyjęto następujące założenia:

- w linii napowietrznej zastosowano przewody fazowe typu AFL-6 o przekroju 240 mm², a odgromowe typu AFL-1,7 o przekroju 70 mm²,
- minimalna wysokość zawieszenia przewodu roboczego (wynikająca z dopuszczalnego zwisu przewodu roboczego) wyniosła 6,3 m,
- najwyższe napięcie sieci $U_m = 123$ kV,
- maksymalna wartość prądu fazowego $I_f = 1286$ A,
- wysokość obliczeniowa (współrzędna y) była stała w każdym rozpatrywanym przypadku

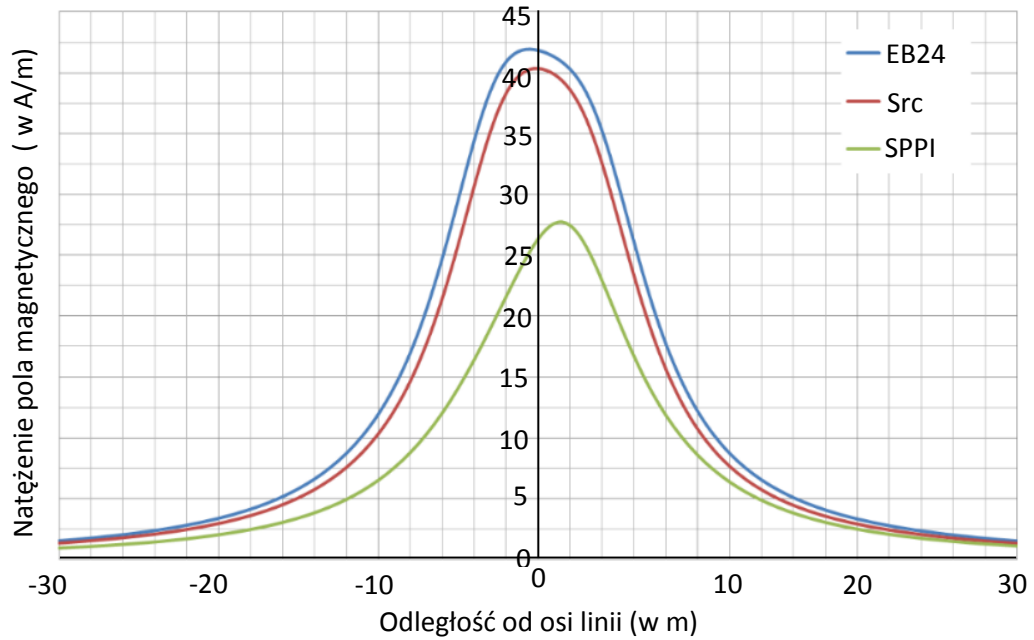
i wynosiła 2 m nad poziomem terenu.

Szerokość rozpatrywanego pasa technologicznego pod linią określała współrzędna obliczeniowa x , która zawierała się w przedziale od -30 m do $+30$ m. Przy przyjętym kroku obliczeniowym wynoszącym $0,5$ m liczba punktów obliczeniowych n odniesionych na osi x wyniosła 121. Współrzędna obliczeniowa z zlokalizowana w kierunku równoległym do osi linii zawierała się w przedziale od -160 m do $+160$ m. W tym przypadku, przy przyjętym kroku obliczeniowym wynoszącym 10 m, liczba punktów obliczeniowych m odniesionych na osi z wyniosła 33. Początek układu współrzędnych x, y, z zlokalizowano w osi linii na poziomie terenu w miejscu największego zwisu przewodów.

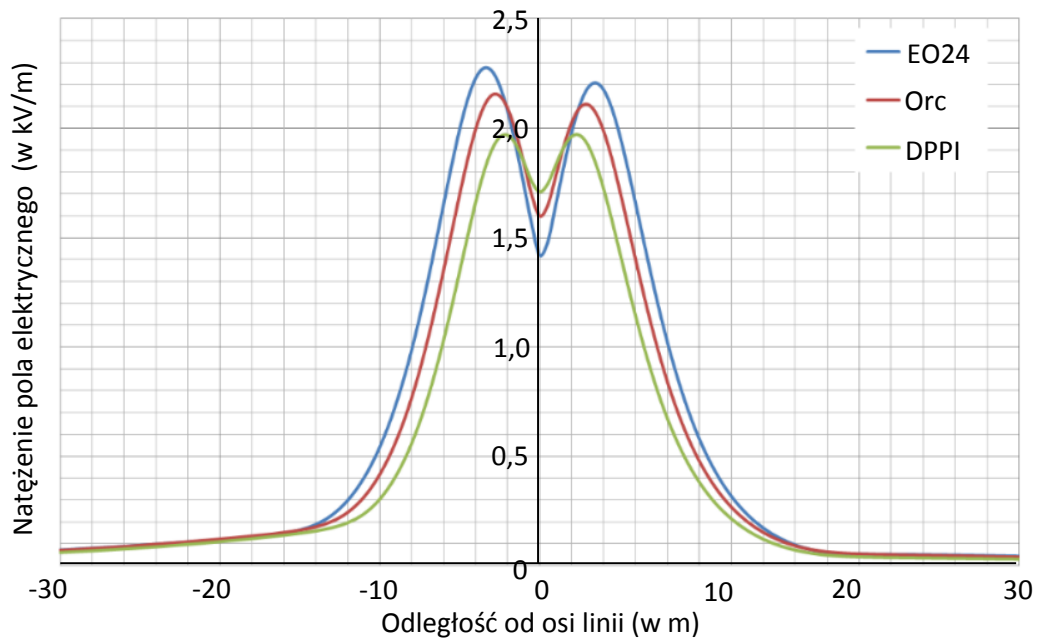
Uzyskane wyniki w postaci rozkładu natężenia pól elektrycznego oraz magnetycznego dla słupów linii jednotorowych przedstawiono na rys. 69, 70, a dla słupów linii dwutorowych przedstawiono na rys. 71, 72.



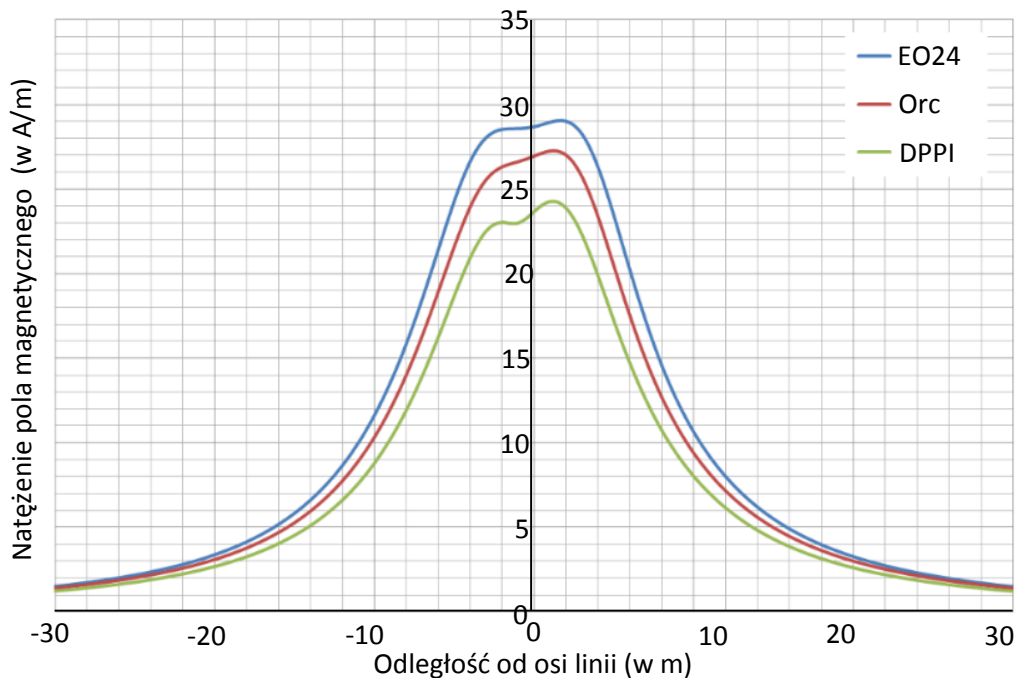
Rys. 69. Rozkład natężenia pola elektrycznego w miejscu największego zwisu przewodów dla słupów linii jednotorowej



Rys. 70. Rozkład natężenia pola magnetycznego w miejscu największego zwisu przewodów dla słupów linii jednotorowej

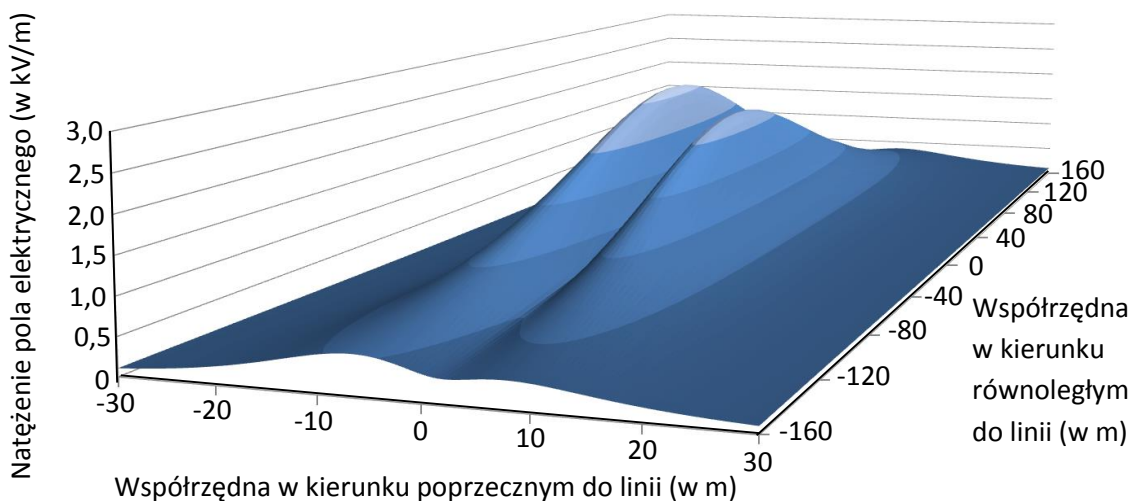


Rys. 71. Rozkład natężenia pola elektrycznego w miejscu największego zwisu przewodów dla słupów linii dwutorowej

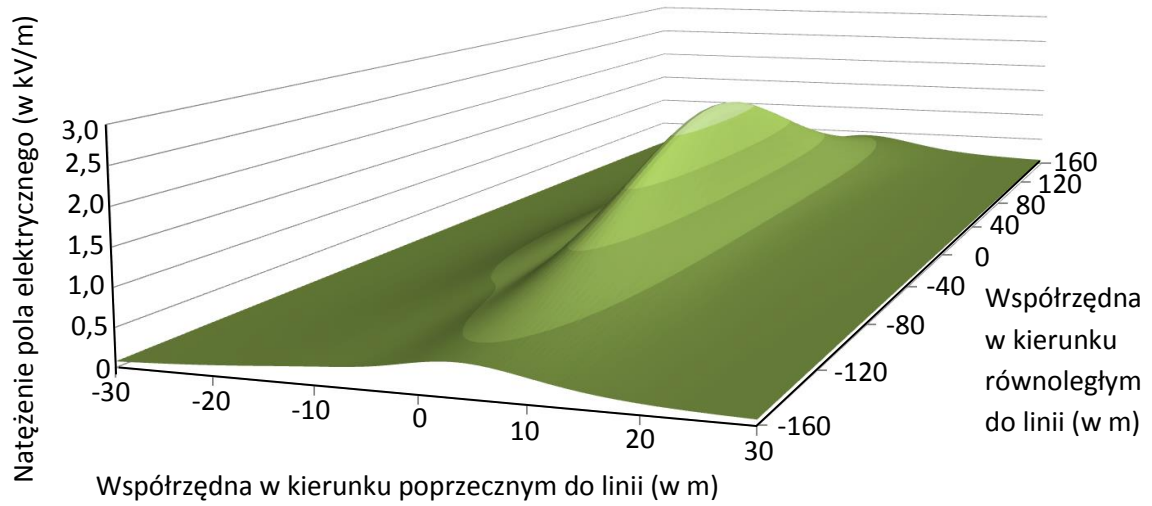


Rys. 72. Rozkład natężenia pola magnetycznego w miejscu największego zwisu przewodów dla słupów linii dwutorowej

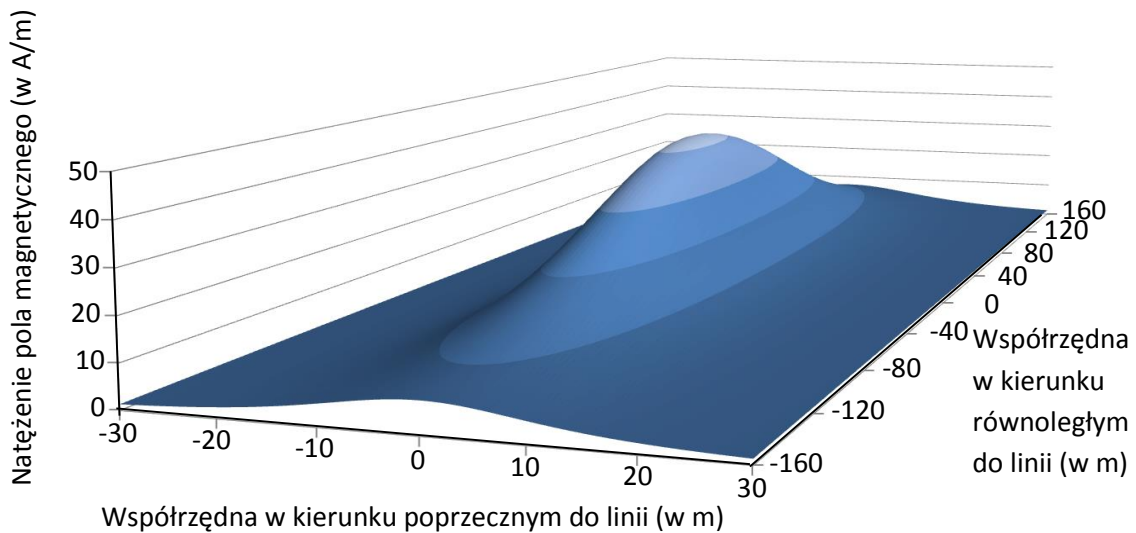
Prezentacja przykładowych trójwymiarowych rozkładów natężenia pól elektrycznego i magnetycznego pod linią jednotorową wykonaną z wykorzystaniem różnych typów słupów przedstawiono na rys. 73, 74, 75, 77.



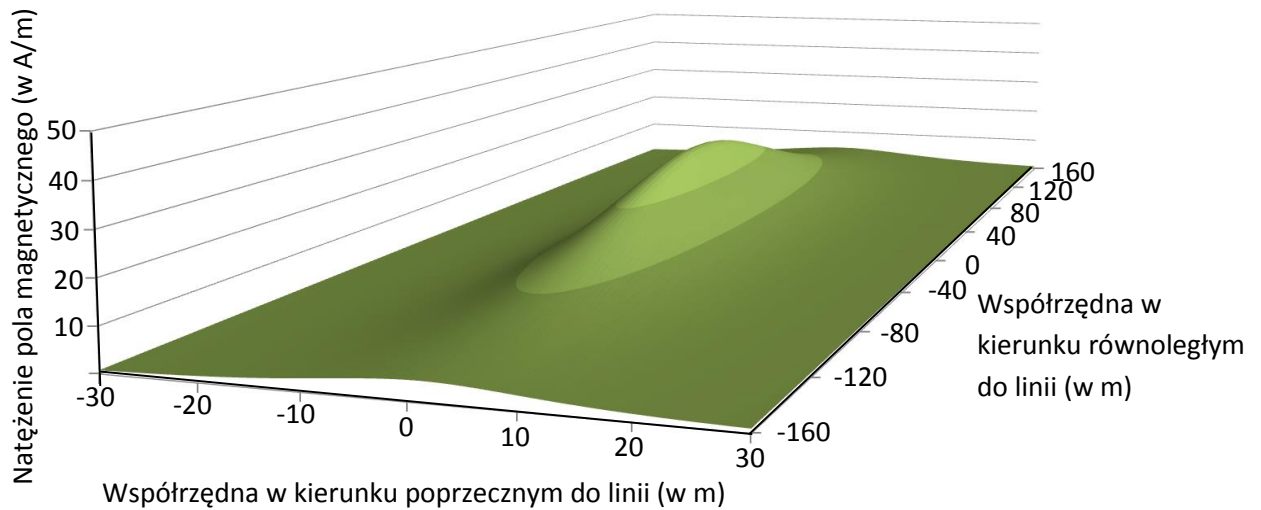
Rys. 73. Rozkład natężenia pola elektrycznego pod linią w jednym przęśle pomiędzy słupami przelotowymi jednotorowymi EB24



Rys. 74. Rozkład natężenia pola elektrycznego pod linią w jednym przęśle pomiędzy słupami przelotowymi jednotorowymi SPPI



Rys. 75. Rozkład natężenia pola magnetycznego pod linią w jednym przęśle pomiędzy słupami przelotowymi jednotorowymi EB24



Rys. 76. Rozkład natężenia pola magnetycznego pod linią w jednym przęśle pomiędzy słupami przelotowymi jednotorowymi SPPI

5.3. Analiza wpływu pełnościennych konstrukcji wsporczych na natężenie pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii

W celu wykonania analizy wpływu geometrycznego układu przewodów zamocowanych na różnych rodzajach słupów na rozkład pola elektromagnetycznego w miejscu zamocowania przewodów obliczono wartości średnie składowych tego pola, korzystając z następujących zależności (przy założeniu, że współrzędna $z = 0$):

$$E_S = \frac{\sum_{i=1}^n E(x_i)}{n} \quad (105)$$

$$H_S = \frac{\sum_{i=1}^n H(x_i)}{n} \quad (106)$$

gdzie:

$E(x_i)$ – wartość natężenia pola elektrycznego dla współrzędnej x_i

$H(x_i)$ – wartość natężenia pola magnetycznego dla współrzędnej x_i

n - liczba punktów obliczeniowych odniesionych na osi x

Analizę rozkładu pól elektrycznego i magnetycznego na odcinku linii między kolejnymi słupami przeprowadzono w oparciu o wyniki uzyskane z wyliczeń, stosując wzory

$$E_{SP} = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n E(x_i, z_j)}{m \cdot n} \quad (107)$$

$$H_{SP} = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n H(x_i, z_j)}{m \cdot n} \quad (108)$$

gdzie:

E_{SP} – średnia wartość natężenia pola elektrycznego w przęśle

H_{SP} – średnia wartość natężenia pola magnetycznego w przęśle

$E(x_i, z_j)$ – wartość natężenia pola elektrycznego dla współrzędnej x_i, z_j

$H(x_i, z_j)$ – wartość natężenia pola magnetycznego dla współrzędnej x_i, z_j

n - liczba punktów obliczeniowych odniesionych na osi x

m - liczba punktów obliczeniowych odniesionych na osi z

Zestawienie średnich wartości natężenia pól elektrycznego i magnetycznego uzyskanych z obliczeń zawiera tabela 7.

Tabela 7. Średnie wartości natężenia pól elektrycznego i magnetycznego

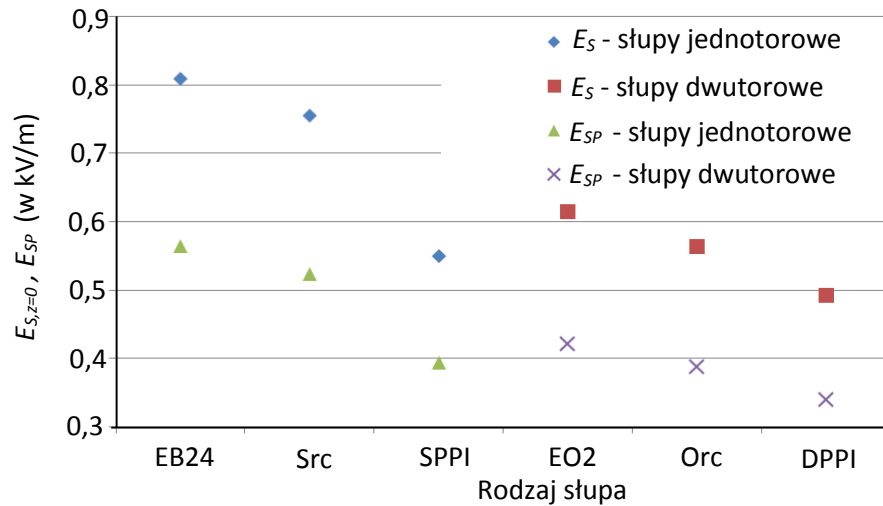
Rodzaj słupa		Jednotorowe			Dwutorowe		
		EB24	Src	SPPI	EO24	Orc	DPPI
E_S	kV/m	0,81	0,75	0,55	0,62	0,57	0,49
E_{SP}		0,56	0,52	0,39	0,42	0,39	0,34
H_S	A/m	12,50	11,33	7,59	10,16	9,18	7,93
H_{SP}		8,33	7,48	5,10	6,52	5,99	5,29

Analiza porównawcza uzyskanych wyników wykazała, że średnie natężenie pola elektrycznego w otoczeniu linii jednotorowej wykonanej z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi jest o 7% mniejsza od średniego natężenia pola elektrycznego występującego w analogicznych warunkach, ale w przypadku zastosowania słupów kratowych. Natomiast przy zastosowaniu stalowych słupów pełnościennych, w których zamocowanie przewodów jest zrealizowane za pomocą poprzeczników izolacyjnych, istnieje możliwość obniżenia natężenia pola elektrycznego o 30%.

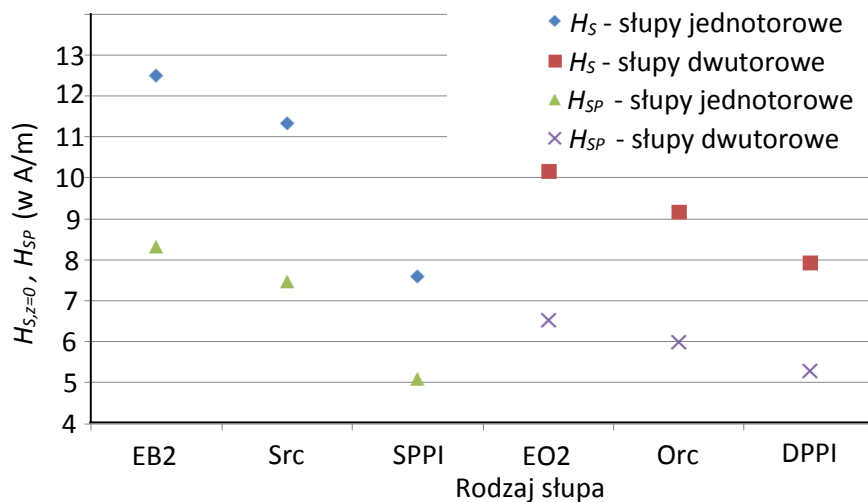
Na podstawie wyników obliczeń wykonanych dla pola magnetycznego można stwierdzić, że w przypadku linii jednotorowych wykonanych na słupach pełnościennych z poprzecznikami stalowymi średnia wartość natężenia tego pola jest o 10% mniejsza od wariantu zastosowania w linii słupów kratowych. Natomiast zastosowanie poprzeczników

izolacyjnych do zamocowania przewodów roboczych linii obniża wartość średniego natężenia pola magnetycznego o 38% wobec rozwiązań uwzględniających kratowe konstrukcje wsporcze.

a)



b)



Rys. 77. Porównanie średnich wartości natężenia pól a) elektrycznego, b) magnetycznego dla wybranych rodzajów słupów

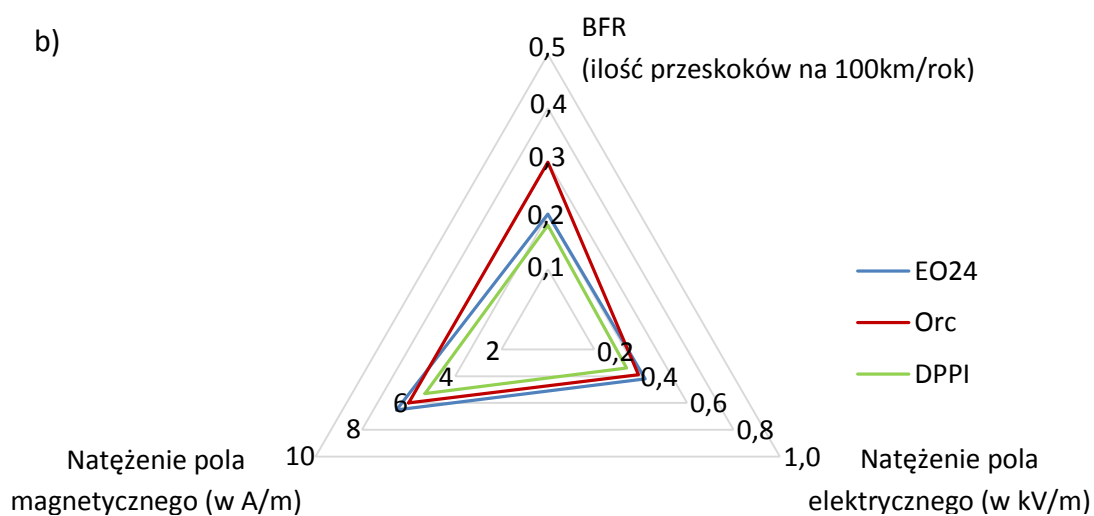
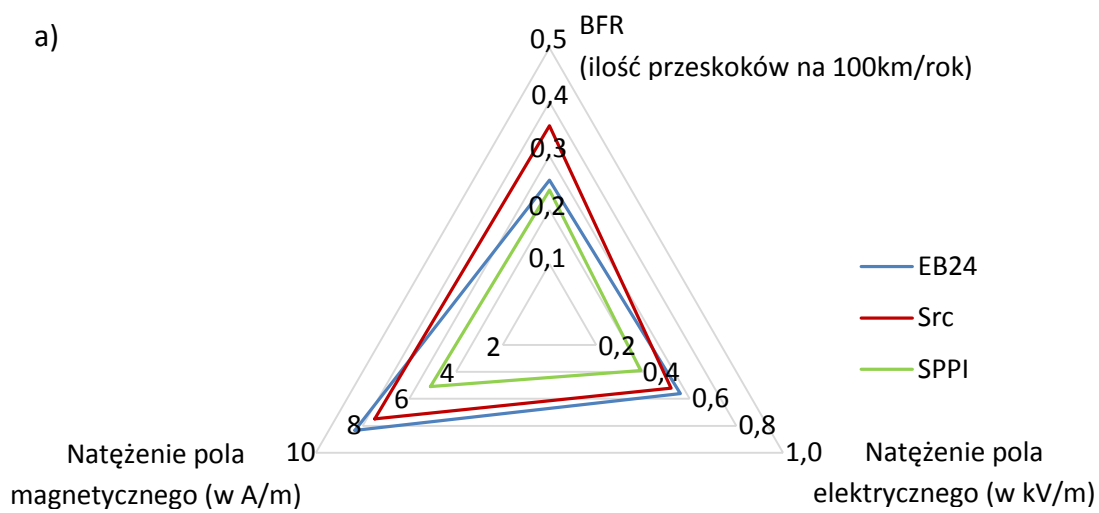
Podobne relacje uzyskano w przypadku rozwiązań stosowanych w liniach napowietrznych dwutorowych. Zastosowanie słupów pełnościennych z rozwiązaniem poprzeczników stalowych pozwala uzyskać niższą wartość natężenia pól elektrycznego i magnetycznego o około 8% w stosunku do rozwiązań opartych na słupach kratowych. Natomiast analogiczne porównanie natężenia pól elektrycznego i magnetycznego wykonane

w przypadku linii dwutorowych wykonanych na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi potwierdza możliwość obniżenia wartości tego parametru o około 19% w stosunku do rozwiązań uwzględniających zastosowanie słupów kratowych.

5.4. Omówienie wyników symulacji

Analiza uzyskanych wyników wykazała, że zmiana rodzaju konstrukcji wsporczej zastosowanej w elektroenergetycznej linii napowietrznej może mieć znaczący wpływ na rozkład pól elektrycznego i magnetycznego w otoczeniu linii. Stwierdzono, że w przypadku zastosowania słupów kratowych natężenie składowych pola elektromagnetycznego jest istotnie wyższe od rejestrowanego przy zastosowaniu słupów pełnościennych. W szczególności dotyczy to rozwiązań uwzględniających modyfikację sposobu zamocowania przewodów roboczych polegającą na wykorzystaniu izolatorów kompozytowych w miejsce typowych poprzeczników stalowych. Jednocześnie odnotowano większe różnice wartości w przypadku linii jednotorowych. Istotą przeprowadzonych badań było wykonanie kompleksowej oceny wpływu zastosowania innowacyjnych słupów pełnościennych zarówno na oddziaływanie linii na środowisko przy jednoczesnej ocenie wpływu zmiany rodzaju słupa na niezawodność. W tym celu dokonano porównania średnich wartości natężenia pola elektrycznego oraz ilości wyłączeń linii dla wybranych typów słupów.

Zaprezentowane na rys. 78 wyniki symulacji wskazują, że zastosowanie słupów pełnościennych ze standardowymi poprzecznikami stalowymi (Src, Orc) zamiast słupów kratowych (EB24, EO24) umożliwia obniżenie natężenia pól elektrycznego i magnetycznego pod linią, jednocześnie powoduje wzrost ilości wyłączeń linii w dla warunków przepięć atmosferycznych. Zatem, rekomendowanym rozwiązaniem jest stosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi (SPPI, DPPI), gdyż takie rozwiązanie zarówno obniża natężenie pól elektrycznego i magnetycznego pod linią, jak i ilość wyłączeń linii w dla warunków przepięć atmosferycznych.



Rys. 78. Porównanie średnich wartości natężenia pola elektrycznego, pola magnetycznego oraz ilości przeskoków odwrotnych dla wybranych typów słupów a) jednotorowych, b) dwutorowych

6. EKONOMICZNA ANALIZA PORÓWNAWCZA BUDOWY LINII NAPOWIETRZNYCH Z WYKORZYSTANIEM STALOWYCH SŁUPÓW PEŁNOŚCIENNYCH

Zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi wpływa na obniżenie natężenia pola elektrycznego i magnetycznego pod linią jednocześnie powoduje zmniejszenie ilości spodziewanych przeskoków odwrotnych w linii. W konsekwencji Operatorzy mogą obniżyć koszty wykupu pasa technologicznego niezbędnego do budowy linii oraz obniżyć straty wynikające z zakłóceń w przesyłce energii. Słupy pełnościenne charakteryzują się mniejszą powierzchnią boczną niż słupy kratowe co powoduje dodatkowo mniejsze koszty okresowego malowania słupów. Zmiany słupa kratowego na pełnościenny, poprzeczników stalowych na izolacyjne oraz technologii wykonania fundamentów pod słupy powodują wzrost kosztów budowy linii. Dlatego należy dokonać bilansu ekonomicznego uzasadniającego stosowanie tej technologii do budowy linii.

6.1. Porównanie kosztów budowy linii dla wybranych rodzajów słupów

Do celów analizy porównawczej wybrano odcinki linii jednotorowej i dwutorowej, każdy o długości 3km. Zestawienie ilości oraz typów słupów przedstawiono odpowiednio w tabeli 8 dla linii jednotorowej oraz w tabeli 9 dla linii dwutorowej.

Dla każdego z wybranych rodzajów słupów oszacowano objętość fundamentu niezbędną dla utwierdzenia słupa oraz wyznaczono powierzchnie boczne słupa. Zaprezentowano zbiorcze zestawienie:

- objętości fundamentów odpowiednio dla słupów jednotorowych w tabeli 10 dla dwutorowych w tabeli 11
- powierzchni bocznych słupa odpowiednio dla słupów jednotorowych w tabeli 12 dla dwutorowych w tabeli 13

Tabela 8. Zestawienie mas słupów linii jednotorowej 110kV

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościenne z poprzecznikami stalowymi			Pełnościenne z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)
4	EBW24 M2	2 260	9 040	SLrc M2+0	5 150	20 600	SLrc M2w+0	3 505	14 020
1	EBW24 M2+2,5	2 630	2 630	SLrc M2+2,5	6 312	6 312	SLrc M2w+2,5	4 549	4 549
2	EBW24 M6	2 590	5 180	SLrc M6+0	6 530	13 060	SLrc M6w+0	4 406	8 812
7	EBW24 P	1 690	11 830	SLrc P+0	3 486	24 405	SLrc P+0	2 239	15 673
3	EBW24 P+2,5	1 880	5 640	SLrc P+2,5	3 856	11 568	SLrc P+2,5	3 000	9 000
17	Masa razem		34 320			75 942			52 054

Tabela 9. Zestawienie mas słupów linii dwutorowej 110kV

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi			Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)	Typ słupa	Masa słupa (w kg)	Masa razem (w kg)
4	EOW24 M2	4 790	19 160	OLrc M2+0	8 120	32 480	OLrc M2+0	8 120	32 480
1	EOW24 M2+2,5	5 600	5 600	OLrc M2+2,5	10 160	10 160	OLrc M2+2,5	10 160	10 160
2	EOW24 M6	5 770	11 540	OLrc M6+0	9 800	19 600	OLrc M6+0	9 800	19 600
7	EOW24 P	2 970	20 790	OLrc P	5 341	37 387	Orc P+3	2 852	19 964
3	EOW24 P+2,5	3 420	10 260	OLrc P+2,5	5 617	16 851	Orc P+6	3 730	11 190
17	Masa razem		67 350			116 478			93 394

Tabela 10. Zestawienie objętości fundamentów dla linii jednotorowej wykonanej na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi			Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Objętość (w m ³)		Typ słupa	Objętość (w m ³)		Typ słupa	Objętość (w m ³)	
		fund.	razem		fund.	razem		fund.	razem
4	EBW24 M2	23	92	SLrc M2+0	15,3	61,2	SLrc M2w+0	15,3	61,2
1	EBW24 M2+2,5	27	27	SLrc M2+2,5	17,1	17,1	SLrc M2w+2,5	17,1	17,1
2	EBW24 M6	30	60	SLrc M6+0	18,4	36,8	SLrc M6w+0	18,4	36,8
7	EBW24 P	10	70	SLrc P+0	11,1	77,7	SLrc P+0	11,1	77,7
3	EBW24 P+2,5	10	30	SLrc P+2,5	11,8	35,4	SLrc P+2,5	11,8	35,4
17	Objętość razem		279			228,2			228,2

Tabela 11. Zestawienie objętości fundamentów dla linii dwutorowej wykonanej na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi			Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Objętość (w m ³)		Typ słupa	Objętość (w m ³)		Typ słupa razem	Objętość (w m ³)	
		fund.	razem		fund.	razem		fund.	razem
4	EOW24 M2	26	104	OLrc M2+0	29,3	117,3	OLrc M2+0	29,3	117,3
1	EOW24 M2+2,5	26	26	OLrc M2+2,5	35,3	35,3	OLrc M2+2,5	35,3	35,3
2	EOW24 M6	30	60	OLrc M6+0	39,0	77,9	OLrc M6+0	39,0	77,9
7	EOW24 P	13	91	OLrc P	15,9	111,2	Orc P+3	15,9	111,2
3	EOW24 P+2,5	13	39	OLrc P+2,5	17,1	51,2	Orc P+6	17,1	51,2
17	Objętość razem		320,0			393,0			393,0

Tabela 12. Zestawienie powierzchni bocznych słupów dla linii jednotorowej wykonanej na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi			Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Powierzchnia (w m ²)		Typ słupa	Powierzchnia (w m ²)		Typ słupa	Powierzchnia (w m ²)	
		Słup	razem		Słup	razem		Słup	razem
4	EBW24 M2	92	368	SLrc M2+0	86	344	SLrc M2w+0	62	248
1	EBW24 M2+2,5	110	110	SLrc M2+2,5	97	97	SLrc M2w+2,5	68	68
2	EBW24 M6	105	210	SLrc M6+0	99	198	SLrc M6w+0	65	130
7	EBW24 P	85	595	SLrc P+0	62	434	SLrc P+0	46	322
3	EBW24 P+2,5	95	285	SLrc P+2,5	72	216	SLrc P+2,5	62	186
17	Pow. razem		1 568			1 289			954

Tabela 13. Zestawienie powierzchni bocznych słupów dla linii dwutorowej wykonanej na słupach kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

Ilość słupów	Kratowe			Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi			Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi		
	Typ słupa	Powierzchnia (w m ²)		Typ słupa	Powierzchnia (w m ²)		Typ słupa razem	Powierzchnia (w m ²)	
		Słup	razem		Słup	razem		Słup	razem
4	EOW24 M2	165	660	OLrc M2+0	90	360	OLrc M2+0	90	360
1	EOW24 M2+2,5	185	185	OLrc M2+2,5	102	102	OLrc M2+2,5	102	102
2	EOW24 M6	190	380	OLrc M6+0	103	206	OLrc M6+0	103	206
7	EOW24 P	140	980	OLrc P	80	560	Orc P+3	58	406
3	EOW24 P+2,5	150	450	OLrc P+2,5	84	252	Orc P+6	64	192
17	Pow. razem		2 655			1 480			1 266

Uwzględniając poniższe założenia:

- koszt słupów pełnościennych równy 9 zł/kg
- koszt słupów kratowych równy 6,5 zł/kg
- koszt wykonania fundamentów 2500 zł/m³
- koszt montażu słupów pełnościennych 1,5 zł/kg
- koszt montażu słupów kratowych 2,6 zł/kg
- koszt malowania słupów 90 zł/m²

wykonano zestawienie porównawcze kosztów budowy linii. Zestawienie to zostało poszerzone o koszty izolacji liniowej oraz koszty przewodów wraz z ich montażem. Porównanie kosztów przedstawiono odpowiednio dla linii jednotorowych w tabeli 14, dla linii dwutorowych w tabeli 15.

Tabela 14. Porównanie kosztów budowy linii jednotorowych 110kV przy zastosowaniu słupów kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

	Kratowe	Pełnościenne z poprzecznikami stalowymi	Pełnościenne z poprzecznikami izolacyjnymi
Masa słupów (w kg)	34 320	75 947	52 054
Objętość fundamentów (w m ³)	279	228	228
Powierzchnia boczna słupów (w m ²)	1568	1289	954
Koszty słupów (w zł)	223 080 zł	683 518 zł	468 486 zł
Koszty montażu słupów (w zł)	89 232 zł	113 919 zł	78 081 zł
Koszt fundamentów (w zł)	697 500zł	570 500 zł	570 500 zł
Koszt malowania słupów ⁵ (w zł)	282 240 zł	232 020 zł	171 720 zł
Koszt izolacji (w zł)	78 500 zł	113 100 zł	128 100 zł
Koszt przewodów (w zł)	630 000 zł	630 000 zł	630 000 zł
Koszt linii (w zł)	2 000 552 zł	2 343 057 zł	2 046 887 zł
Koszt linii (w zł/km)	666 851 zł	781 019 zł	682 296 zł

Tabela 15. Porównanie kosztów budowy linii dwutorowych 110kV przy zastosowaniu słupów kratowych, pełnościennych i pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi

	Kratowe	Pełnościenne z poprzecznikami stalowymi	Pełnościenne z poprzecznikami izolacyjnymi
Masa słupów (w kg)	67 350	116 481	93 394
Objętość fundamentów (w m ³)	320	393	393
Powierzchnia boczna słupów (w m ²)	2655	1480	1266
Koszty słupów (w zł)	437 775 zł	1 048 327 zł	840 546 zł
Koszty montażu słupów (w zł)	175 110 zł	174 721 zł	140 091 zł
Koszt fundamentów (w zł)	800 000 zł	982 600 zł	982 600 zł
Koszt malowania słupów ³ (w zł)	477 900 zł	266 400 zł	227 880 zł
Koszt izolacji (w zł)	141 600 zł	171 600 zł	201 600 zł
Koszt przewodów (w zł)	1 260 000 zł	1 260 000 zł	1 260 000 zł
Koszt linii (w zł)	3 292 385 zł	3 903 648 zł	3 652 717 zł
Koszt linii (w zł/km)	1 097 462 zł	1 301 216 zł	1 217 572 zł

Wykonana analiza wykazała, że koszt budowy linii wysokich napięć na słupach pełnościennych z poprzecznikami stalowymi w stosunku do linii na słupach kratowych jest o 17% większy dla linii jednotorowych i 19% dla linii dwutorowych. Dla linii zbudowanych na słupach pełnościennych zamiana poprzeczników stalowych na izolacyjne powoduje obniżenie kosztu budowy linii. Wzrost kosztów budowy linii na słupach pełnościennych

⁵ Założono potrzebę dwukrotnego malowania słupów w okresie 50 lat eksploatacji linii

z poprzecznikami izolacyjnymi w stosunku do linii na słupach kratowych wynosi 2% dla linii jednorodowych i 11% dla linii dwutorowych. (Tabela 16)

Tabela 16. Zmiana kosztów budowy linii w wyniku zamiany słupów kratowych na pełnościennie

Element kosztów	Linia 1x110kV		Linia 2x110kV	
	Słupy pełnościennie z poprzecznikami			
	stalowymi	izolacyjnymi	stalowymi	izolacyjnymi
Masa słupów	121%	52%	73%	39%
Objętość fundamentów	-18%	-18%	23%	23%
Powierzchnia słupów	-18%	-39%	-44%	-52%
Koszty słupów	206%	110%	139%	92%
Koszty montażu słupów	28%	-12%	0%	-20%
Koszt fundamentów	-18%	-18%	23%	23%
Koszt malowania słupów	-18%	-39%	-44%	-52%
Koszt izolacji	44%	63%	21%	42%
Koszt przewodów	0%	0%	0%	0%
Koszt budowy linii	17%	2%	19%	11%

6.2. Wpływ natężenia pola elektrycznego pod linią oraz ilości przeskoków odwrotnych na koszty budowy i eksploatacji linii

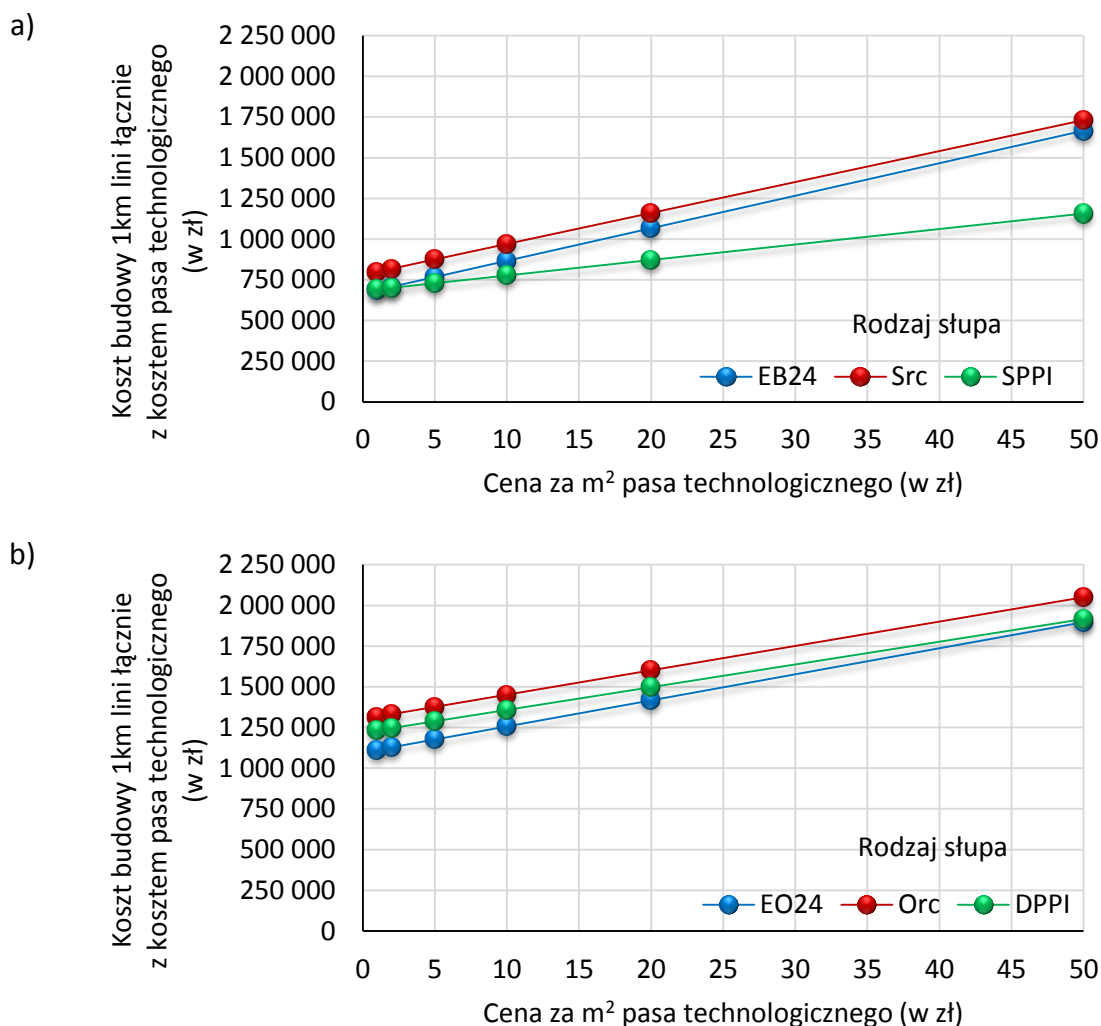
Zastosowanie słupów pełnościennych zamiast kratowych powoduje obniżenie natężenia pola elektrycznego pod linią. Wpływa to na zmniejszenie powierzchni terenu pod linią, dla której wartość natężenia pola elektrycznego jest większa niż 1kV/m. Parametr ten determinuje szerokość pasa technologicznego wymaganego do wybudowania linii. Na podstawie wyników obliczeń zaprezentowanych na rysunkach 69, 71 wyznaczono minimalne szerokości pasa technologicznego dla wybranych linii jedno i dwutorowych i zaprezentowano w tabeli 17.

Tabela 17. Zależność szerokości pasa technologicznego linii od rodzaju zastosowanego słupa

Rodzaj linii	Rodzaj słupa		
	Kratowe	Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi	Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi
		Szerokość pasa technologicznego (w m)	
Jednorodowa 110kV	20	19	9,5
Dwutorowa 110kV	16	15	14

Zastosowanie technologii budowy linii charakteryzującej się mniejszą szerokością pasa technologicznego jest szczególnie uzasadnione dla tych przypadków, dla których

występuje wysoki koszt opłaty za wyłącznie powierzchni z użytkowania. Porównanie kosztów budowy linii uwzględniających koszt opłaty za pas technologiczny dla wybranych rodzajów słupów przedstawiono na rys 79.



Rys. 79. Porównanie kosztów budowy linii łączącej z kosztem opłaty za pas technologiczny dla wybranych rodzajów słupów a) jednorodowych, b) dwutorowych

Budowa linii jednorodowych 110kV z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest rozwiązaniem najbardziej ekonomicznym. Ekonomiczne uzasadnienie wyboru tej technologii jest tym większe im większy jest koszt wykupu pasa technologicznego. Dla przypadku linii dwutorowych 110kV wykonanych na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi porównywalność kosztów budowy linii z kosztami linii zbudowanej na słupach kratowych uzyskuje się przy kosztach pasa technologicznego większych niż 50 zł/m².

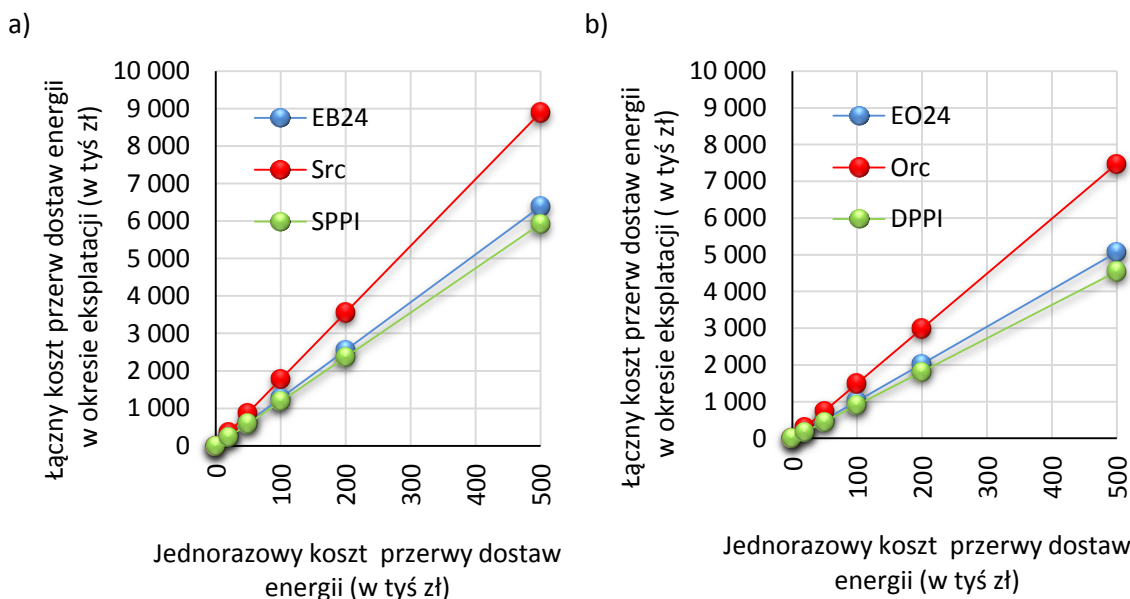
Zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi zamiast kratowych wpływa na obniżenie ilości prawdopodobnych przeskoków odwrotnych.

Powoduje to zmniejszenie strat powstałych wskutek przerw w dostawach energii elektrycznej dla odbiorców. Na podstawie wyników obliczeń zaprezentowanych na rysunkach 57, 58 wyznaczono prawdopodobną ilość przeskoków odwrotnych w linii o długości 100km w okresie 50 lat eksploatacji i zaprezentowano w tabeli 18.

Tabela 18. Zależność prawdopodobnej ilość przeskoków odwrotnych w linii od rodzaju zastosowanego słupa (długości linii 100km, okres eksploatacji 50 lat)

Rodzaj linii	Rodzaj słupa		
	Kratowe	Pełnościennie z poprzecznikami stalowymi	Pełnościennie z poprzecznikami izolacyjnymi
Jednotorowa 110kV	12,8	17,8	11,8
Dwutorowa 110kV	10,1	15,0	9,1

Zastosowanie technologii budowy linii z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest szczególnie uzasadnione dla tych przypadków, dla których występuje wysoki koszt strat powstałych wskutek przerw w dostawach energii elektrycznej dla odbiorców. Porównanie prawdopodobnych kosztów strat powstałych w wyniku przeskoków odwrotnych w linii o długości 100km i okresie eksploatacji równym 50 lat przedstawiono na rys. 80.



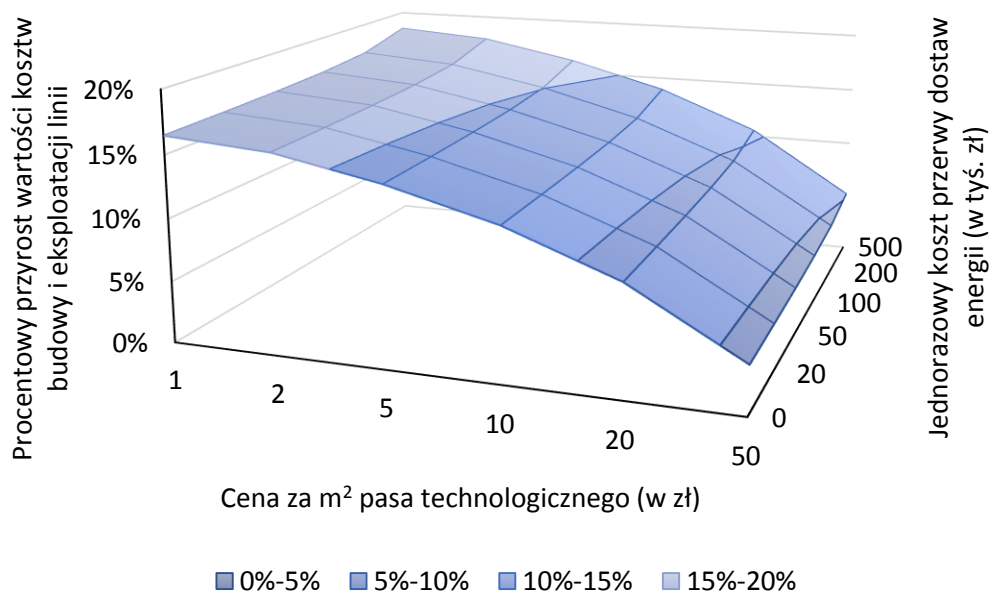
Rys. 80. Porównanie prawdopodobnych kosztów strat powstałych w wyniku przeskoków odwrotnych w linii o długości 100km i okresie eksploatacji równym 50 lat a) jednotorowych, b) dwutorowych

Wybór technologii budowy linii jednotorowych 110kV z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi powoduje obniżenie o 7% kosztów przerw

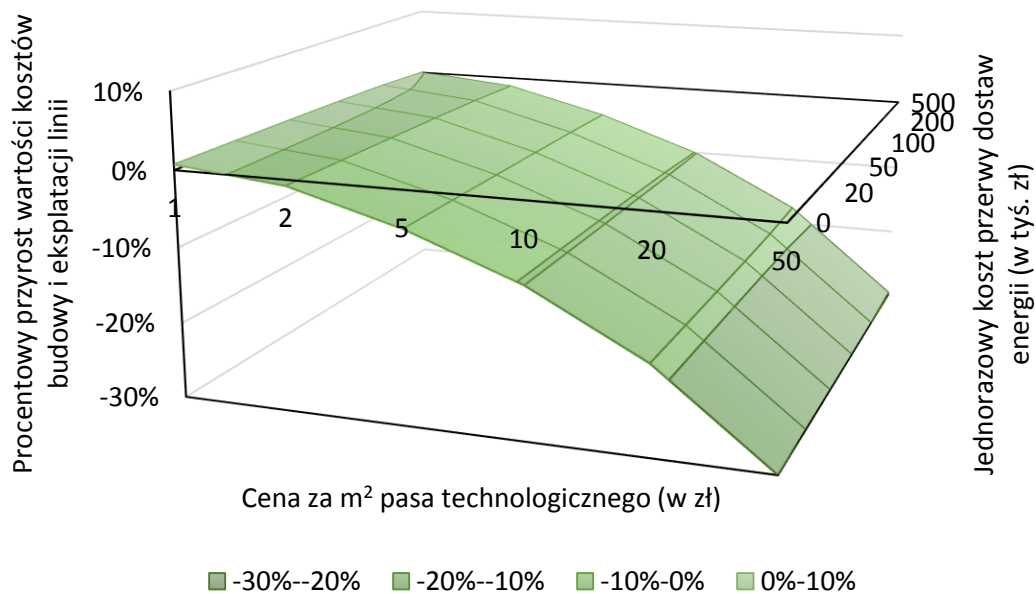
dostaw energii w okresie 50 lat eksploatacji. Dla linii dwutorowych 110kV korzyść ta jest jeszcze większa i umożliwia obniżenie o 10% kosztów przerw dostaw energii w okresie 50lat.

6.3. Podsumowanie

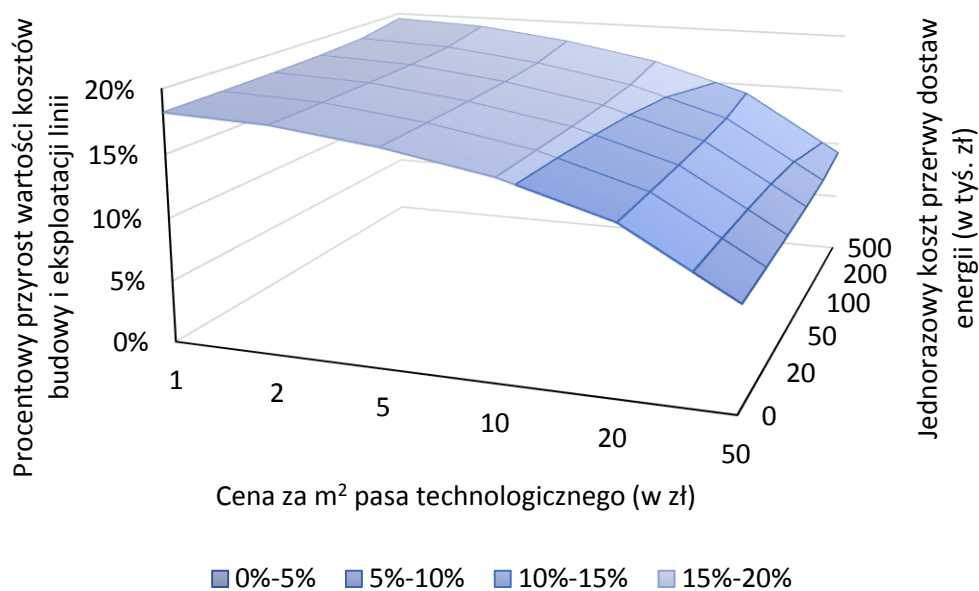
Konsekwencją udowy linii 110kV z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest wzrost kosztów budowy linii, jednocześnie mniejsza szerokość pas technologicznego oraz mniejsza ilość przerw dostaw energii spowodowana przeskokami odwrotnymi rekompensuje nadwyżkę kosztów budowy linii. W celu porównania dokonano obliczeń łącznych kosztów budowy oraz eksploatacji linii uwzględniających elementy kosztów pasa technologicznego oraz kosztów przerw w dostawach energii elektrycznych. Otrzymane wyniki dla linii ze słupami pełnościennymi z poprzecznikami stalowymi oraz pełnościennymi z poprzecznikami izolacyjnymi porównano z wynikami dla linii ze słupami kratowymi. Rezultaty porównania przedstawiono na rysunkach 81, 82, 83, 84.



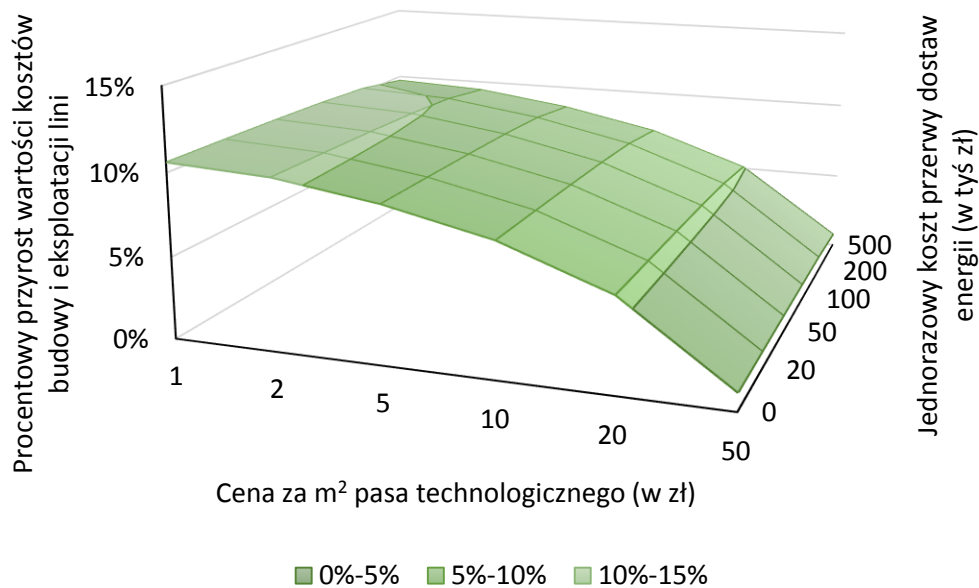
Rys. 81. Procentowy przyrost wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach pełnościennych z poprzecznikami stalowymi w stosunku do wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach kratowych. Linia jednotorowa 110kV



Rys. 82. Procentowy przyrost wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi w stosunku do wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach kratowych. Linia jednorodowa 110kV



Rys. 83. Procentowy przyrost wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach pełnościennych z poprzecznikami stalowymi w stosunku do wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach kratowych. Linia dwutorowa 110kV



Rys. 84. Procentowy przyrost wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi w stosunku do wartości kosztów budowy i eksploatacji linii zbudowanej na słupach kratowych. Linia dwutorowa 110kV

Mniejsze koszty pasa technologicznego dla linii jedno i dwutorowych wykonanych z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi nie rekompensują wzrostu kosztów budowy linii oraz wzrostu kosztów wynikających z przerw w dostawach energii powstałych wskutek przeskoków odwrotnych.

Koszt budowy linii jednotorowych 110kV z wykorzystaniem słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest porównywalny do kosztów budowy linii na słupach kratowych. Po uwzględnieniu kosztów pasa technologicznego oraz kosztów przerw w dostawach energii powstałych wskutek przeskoków odwrotnych łączne koszty budowy i eksploatacji linii wykonanych na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi są do 30% niższe niż dla linii ze słupami kratowymi. Wzrost o 12% kosztów budowy linii dwutorowych w przypadku zastosowania słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest rekompensowany mniejszymi kosztami pozyskania pasa technologicznego oraz mniejszymi kosztami przerw w dostawach energii powstałych w wyniku przeskoków odwrotnych. Dla ceny pasa technologicznego równej 50 zł/m² oraz kosztów jednorazowej przerwy w dostawach równych 500 000 zł uzyskuje się porównywalne koszty budowy i eksploatacji linii z kosztami dla linii zbudowanych na słupach kratowych.

7. WNIOSKI

7.1. Wnioski ogólne

- a) Innowacyjne pełnościennie stalowe konstrukcje wsporcze stosowane w liniach napowietrznych wysokiego napięcia korzystnie wpływają na rozkład pól elektrycznego i magnetycznego pod linią, ograniczając ich wpływ na środowisko przyrodnicze. (obniżenie natężenia pola elektrycznego w granicach 7-30% i magnetycznego w granicach 8-38% w zależności od typu słupa i rodzaju poprzeczника)
- b) Zastosowanie poprzeczника izolacyjnego na konstrukcji pełnościennego słupa wpływa na ograniczenie ryzyka wystąpienia przeskoków odwrotnych na izolacji linii w warunkach przepływu prądu udarowego piorunowego (o 7% dla linii jednotorowych i 5% dla linii dwutorowych)
- c) Zastosowanie w budownictwie sieciowym stalowych pełnościennych innowacyjnych konstrukcji wsporczych z poprzecznikami izolacyjnymi poprawia niezawodność układu technicznego linii napowietrznej, i sprawia, że rozwiązaniem tym są zainteresowani operatorzy sieci przesyłowych i dystrybucyjnych w kraju i za granicą

7.2. Wnioski szczegółowe

- a) Zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami stalowymi w miejsce słupów kratowych powoduje:
 - obniżenie natężenia pola elektromagnetycznego pod linią,
 - wzrost spadku napięcia na indukcyjności słupa w warunkach przepływu prądu udarowego,
 - obniżenie granicznej wartości prądu pioruna, przy której następują przeskoki odwrotne na izolatorach liniowych,
 - wzrost ilości przeskoków odwrotnych na izolatorach liniowych.
- b) Zastosowanie słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi w miejsce słupów kratowych powoduje:
 - obniżenie natężenia pola elektromagnetycznego pod linią,
 - wzrost spadku napięcia na indukcyjności słupa w warunkach przepływu prądu udarowego,
 - obniżenie ilości przeskoków odwrotnych na izolatorach liniowych.
- c) Słupy pełnościennie charakteryzują się większą impedancją udarową niż słupy kratowe.
- d) Do celów symulacji przepięć powstających wskutek bezpośredniego uderzenia pioruna w słup może być zastosowany zastępczy schemat słupa linii wysokich napięć zbudowany z trzech dla linii jednotorowych i czterech dla linii dwutorowych szeregowo połączonych bezstratnych linii długich.

- e) Po uwzględnieniu kosztów pasa technologicznego oraz kosztów przerw w dostawach energii powstałych wskutek przeskoków odwrotnych łączne koszty budowy i eksploatacji linii wykonanych na słupach pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi są do 30% niższe niż dla linii ze słupami kratowymi.
- f) Wzrost o 12% kosztów budowy linii dwutorowych w przypadku zastosowania słupów pełnościennych z poprzecznikami izolacyjnymi jest rekompensowany mniejszymi kosztami pozyskania pasa technologicznego oraz mniejszymi kosztami przerw w dostawach energii powstałych w wyniku przeskoków odwrotnych. Dla ceny pasa technologicznego równej 50 zł/m² oraz kosztów jednorazowej przerwy w dostawach równych 500 000 zł uzyskuje się porównywalne koszty budowy i eksploatacji linii z kosztami dla linii zbudowanych na słupach kratowych.

7.3. Osiągnięcia własne autora

Za oryginalny wkład własny autor uważa następujące elementy pracy:

- ocenę aktualnego stanu wiedzy w zakresie narażenia przepięciowego linii napowietrznych wysokiego napięcia (110 kV) powstającego w wyniku oddziaływania wyładowania piorunowego oraz przepięć wewnętrznych,
- analizę różnego autorstwa modeli elektroenergetycznej linii napowietrznej sporządzonych dla warunków przepływu piorunowego prądu udarowego,
- opracowanie autorskiego modelu napowietrznej linii wysokiego napięcia do analizy przepięć atmosferycznych (uwzględniono wpływ rodzaju słupa na wartość impedancji udarowej słupa, przeprowadzono ocenę wpływu modelu oraz schematu zastępczego słupa na wyniki obliczeń, wykazano wpływ liczby słupów ujętych w modelu linii na wyniki obliczeń),
- implementację autorskiego modelu napowietrznej linii wysokiego napięcia do programu ATP-EMTP,
- przeprowadzenie oceny poziomego zagrożenia przepięciowego linii napowietrznych wysokiego napięcia wykonanych z wykorzystaniem pełnościennych stalowych konstrukcji wsporczych (określono m.in. wpływ rodzaju słupa na wartość jego impedancji udarowej, przebieg napięcia na wierzchołku słupa i izolatorach liniowych, poziomy prądów granicznych pioruna powodujące wystąpienie przeskoków odwrotnych oraz prawdopodobną ilość przeskoków odwrotnych na izolatorach liniowych),
- wykonanie akwizycji unikatowych danych niezbędnych do oceny oddziaływania linii napowietrznych wykonanych z wykorzystaniem stalowych pełnościennych konstrukcji wsporczych na środowisko przyrodnicze (wyznaczono rozkłady natężenia pól elektrycznego i magnetycznego pod linią w jednym przęśle, określono minimalne

szerokości pasa technologicznego, niezbędne do budowy linii wysokiego napięcia, określono poziom możliwej redukcji średniej wartości natężenia pola elektrycznego i magnetycznego pod linią w wyniku zastosowania słupów nowego rodzaju z poprzecznikami stalowymi i izolacyjnymi),

- wykonanie analizy ekonomicznej zasadności stosowania pełnościennych konstrukcji wsporczych w budownictwie sieciowym (porównano koszty budowy linii na słupach pełnościennych z kosztami linii na słupach kratowych, wyznaczono spodziewane wartości kosztów wykupu pasa technologicznego wymagane do budowy linii wysokich napięć, oszacowano prawdopodobne koszty likwidacji zakłóceń w dostawach energii elektrycznej, wynikające z rejestrowanych przeskoków odwrotnych na izolatorze, dokonano łącznej analizy porównawczej kosztów budowy i eksploatacji linii).

LITERATURA

- [1] ALMEIDA M.E., CORREIA DE BARROS M.T.: *Accurate modeling of rod drive tower footing*. IEEE Trans. On Power Delivery, vol. 11, no. 3, July 1996, pp. 1606-1609.
- [2] Alternative Transient program. Theory Book. Canadian/American EMTP User Group, 1987-92.
- [3] ANDERSON E., JASIŃSKI E., KOMOROWSKA I., KULIKOWSKI J., PIŁATOWICZ A.: *Ochrona sieci elektroenergetycznych od przepięć. Wskazówki wykonawcze*. PTPiREE w Poznaniu, Poznań 2005.
- [4] ANDRESON R.B., ERIKSSON A.J.: *Lighting parameters for engineering application*. Electra, no. 69, 65-102, March 1980.
- [5] BABA Y., ISHII M.: *Numerical electromagnetic field analysis on measuring method of tower surge impedance*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 14, no. 2, April 1999, 630-635.
- [6] BABA Y., ISHII M.: *Numerical electromagnetic field analysis on lighting surge response of tower with shield wire*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 15, no. 3, July 2000, 1010-1015.
- [7] BARAN I., CRISTESCU D., GARY C., VORON A., BERGER G.: *Statistics of Lighting Occurrence and Lighting Current's Parameters Obtained Through Lighting Location Systems*. CIGREC4-304, 2004.
- [8] BENIAK R., GRADECKI A., HICKIEWICZ J., MOCH J., SKOMUDEK W., WACH P.: *The influence of measuring equipment on the possibility of disturbance source identification – part 1*. 8-th International Conference: „Electrical Power Quality and Utilization” EPQU'05, Kraków 2005, pp. 297-300.
- [9] CAO T., PHAM T., BOGGS S.: *Computation of tower surge impedance in transmission line*. Electrical Insulation Conference, Ottawa, Ontario, Canada, 2 to 5 June 2013
- [10] CARSON J.R.: *Wave propagation in overhead wires with ground return*. Bell System Technology. Journal, vol. 5, 1926, pp. 539-554.
- [11] CHEN T., YANG W.: *Analysis of Multi-Grounded Four-Wire Distribution Systems Considering the Neutral Grounding*. IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 16, no. 4, 2001, pp. 456-460.
- [12] CHRISHOLM W.A., CHOW Y.L., SRIVASTAVA K.D.: *Travel time of transmission tower*. IEEE Trans. on PAS, vol. PAS-104, 1985, 2922-2928.
- [13] CIGRÉ Working Group 33-01 of Study Committee 33 Overvoltages an Insulation Coordination: *Guide to procedures for estimating the lighting performance of transmission lines*. CIGRÉ Publication, no. 63, 1991.
- [14] CIGRÉ Working Group B2-08, *Innovative solutions for overhead line supports*. January 25, 2010.

- [15] CINIEMI E., MUZI F.: *Lighting induced overvoltages. Improvement in quality of service in MV distribution lines by addition of shield wires*. IEEE Trans. On PWRD, vol. 11, no. 1, January 1996, 361-372.
- [16] CIOK Z., BERNAS S.: *Modele matematyczne elementów systemu elektroenergetycznego*. WNT, Warszawa 1977.
- [17] COORAY V., ZITNIK M., MANYAHI M., MONTANO R., RAHMAN M., LIU Y.: *Physical model of surge current characteristics of buried vertical rods in the presence of soil ionization*. 26th International conference on Lightning Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 357-362.
- [18] COULSON C.A., JEFFREY A.: *Waves, mathematics models*. WNT, Warsaw 1982.
- [19] DERI A., TEVAN G., SEMLYEN A., CASTANHEIRA A.: *The complex ground return plane, a simplified model for homogeneous and multi-layer earth return*. IEEE Trans. On PAS, vol. PAS-100, 1981, pp. 3686-3693.
- [20] DUDURYCH I.M., ROSOŁOWSKI E.: *Analysis of overvoltages in overhead ground wires of extra high voltage (EHV) power transmission line under single-phase-to-ground faults*. Electric Power System Research 53 (2000), s. 105-111.
- [21] Electromagnetic Transients Program. Theory Book. Bonneville Power Administration, Portland, Oregon, 1995.
- [22] EN 60071-1:1995 Insulation coordination. Definitions, principles and rules.
- [23] EN 60071-2:1997 Insulation coordination. Application guide.
- [24] ERIKSSON A.J.: *Lighting and tall structures*. Trans SAIEE, vol. 69, pt 8, August 1978.
- [25] FLISOWSKI Z., KOSZTALUK R.: *Metody redukcji przepięć w sieciach elektroenergetycznych*. „Przegląd Elektrotechniczny” nr 11/2001, s. 269-273.
- [26] FLISOWSKI Z., KOSZTALUK R.: *Współczesne metody koordynacji izolacji*. „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 2, 1998, 36-40.
- [27] GACEK Z.: *Technika wysokich napięć. Izolacja wysokonapięciowa w elektroenergetyce. Przepięcia i ochrona przed przepięciami (wyd. 3)*. Skrypt Politechniki Śląskiej nr 2137, Gliwice 1999.
- [28] GACEK Z.: *Technika wysokich napięć*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej. Gliwice 1999.
- [29] GALLAGHER T., DUDURYCH I., CORBETT J., VAL ESCUDERO M.: *Towards the improvement of the lightning performance of 110 kV unshielded overhead lines*. 26th International conference on Lightning Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 458-463.
- [30] GAO C., LI L., LI B., ZHAO Z.: *Computation of power line tower lightning surge impedance using the electromagnetic field method*. 17th International Zurich Symposium on Electromagnetic Compatibility, 2006

- [31] GERI A., VISACRO S.F.: *Grounding system under surge conditions: comparison between a field model and a circuit model*. 26th International Conference on Lighting protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 411-416.
- [32] GRCEV I.D., DAVALIBI F.: *An electromagnetic model for transient in grounding system*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 5, no. 4, October 1990, 1773-1782.
- [33] GRCEV L.D.: *Computer analysis of transient voltages in large grounding systems*. IEEE Trans. On PWRD, vol. 11, no. 2, April 1996, 815-823.
- [34] GUTIERREZ J.A., BERMUDEZ J.L., RACHIDI F., PAOLONE M., NUCCI C.A., CHRISHOLM W.A., MORENO P., NAREDO J.L.: *A reduced scale model to evaluate the response of nonuniform towers to a lighting strike*. 26th International conference on Lighting Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 487-490.
- [35] HARA T., YAMAMOTO O.: *Modeling of transmission tower for lighting surge analysis*. IEE Proc. Gener. Transm. Distrib., vol. 143, no. 3, May 1996.
- [36] HARID N., GRIFFITHS H., HADDAD A.: *A new frequency-dependent surge impedance calculation method for high-voltage towers*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 21, No. 3, July 2006
- [37] HEDMAN D.E.: *Propagation on Overhead Transmission Lines I-Theory of Modal Analysis*. IEEE Trans. On Power App. And Syst., vol. PAS-84, March 1965, pp. 200-205.
- [38] HEIMBAH M., GRCEV L.D.: *Grounding System Analysis in Transients Programs Applying Electromagnetic Field Approach*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 12, no. 1, January 1997, 186-193.
- [39] HICKIEWICZ J., WACH P., BENIAK R., MOCH J., GRADECKI A.: *Badanie jakości energii elektrycznej na obiektach Zakładu Energetycznego Opole SA*. Praca wykonana w latach 2002-2006 przez Politechnikę Opolską na zlecenie ZE Opole SA.
- [40] HOEKSTRA H.E., van WOLVEN J.F., van der WEKKEN A.J.P.: *Development of a compact bipole 380 kV overhead line*. B2_112, CIGRÉ 2010.
- [41] HOFFMANN J.N., WIEDMER R.W., BUBNIAK M.J., MOREIRA I.S.: *Urban overhead transmission lines of compact design for 69,138 and 230 kV*. B2_102_2010 CIGRE 2010.
- [42] IEEE Modeling and Analysis of System Transient Working Group: *Modeling guidelines for fast front transient*. IEEE Tran. On PWRD, vol. 11, no. 1, January 1996, pp. 302-309.
- [43] IEEE Working Group on Estimating the Lighting Performance of Transmission Lines: *Estimating lighting performance of transmission lines II – updates to analytical models*. IEEE Trans. On PWRD, vol. 8, no. 3, July 1993, pp. 1254-1267.
- [44] ISHI M., YOKOHAMA S., IMAI Y., HONGO Y.: *Lighting protection of Pole-Mounted Transformer on Japanese MV Lines*. CIGRE C4-305, 2004.

- [45] ISHII M., BABA Y.: *Numerical electromagnetic field analysis of tower surge response*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 12, no. 1, January 1997, 483-488.
- [46] ISHII M., KAWAMURA T., KOUNO T., OHSAKI E., SHIOKAWA K., MUROTANI K., HIGUCHI T.: *Multistory transmission tower model for lightning surge analysis*. IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 6, no. 3, July 1991.
- [47] JAKUBOWSKI J.L.: *Podstawy teorii przepięć w układach elektroenergetycznych*. PWN, Warszawa 1968.
- [48] KAMRAT W. *Modeling the Structure of Local Energy Market*. IEEE Computer Applications in Power, 2001, pp. 30-35.
- [49] Katalog rozwiązań typowych serii EB24 opracowanych przez Energoprojekt Kraków, wydanie I z 2011 r.
- [50] Katalog rozwiązań typowych serii Src opracowanych przez Kromiss-Bis, wydanie I z 2010r.
- [51] KOCIS L., SVANCAR M., ZEMAN I., ARNOLD A.: *Optimisation of lightning overvoltage protection in HV substation*. CIGRÉ, Session 2000, paper 33-102.
- [52] KORSUNCEV A.V.: *Application of the theory of similitude to the calculation of concentrated earth electrodes*. Elektrichestvo 5, 31, 1958.
- [53] KOSZTALUK R., FLISOWSKI Z.: *Koordynacja izolacji polskich sieci wysokich napięć*. „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 2/1998, s. 41-45.
- [54] KOSZTALUK R., ŁOBODA M., FILSOWSKI Z., MARCINIAK R., MIKULSKI J.: *Deep earthing rods in lightning protection systems*. 26th International conference on Lightning Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 374-378.
- [55] KOSZTALUK R., MIKULSKI J., KOŁODZIEJ D.: *Zawodność przewodów odgromowych*. „Przegląd Elektrotechniczny”, seria „konferencje”, 1’2003, 136-141.
- [56] KOSZTALUK R.: *Koordynacja izolacji sieci elektrycznych, część 1 – zasady i metody*. Biuletyn SEP INPE, nr 53, wrzesień-październik 2003, 78-101.
- [57] KOSZTALUK R.: *Koordynacja izolacji sieci elektrycznych, część 2 – pojęcia i definicje podstawowe*. Biuletyn SEP INPE, nr 53, wrzesień-październik 2003, 102-115.
- [58] KRAKOWSKI M.: *Obwody ziemnopowrotne*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne. Warszawa 1979.
- [59] KUJSZCZYK Sz. i in.: *Elektroenergetyczne układy przesyłowe*. WNT, Warszawa 1997.
- [60] KUJSZCZYK Sz.: *Elektroenergetyczne sieci rozdzielcze. Tom 1 i 2*. Oficyna Wyd. Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1999.
- [61] LAUDYN D.: *Rachunek ekonomiczny w elektroenergetyce*. WNT, Warszawa 2006.
- [62] LEE D.I., SHIN K.Y., LEE S.Y., LEE W.K.: *EMF mitigation characteristics of 154 kV compact transmission tower using insulation arms*. B2_111, CIGRÉ 2010.

- [63] LIANG F., JEASURYBA B.: *Transmission Line Distance Protection Using Wavelet Transform Algorithm*. IEEE Trans. On Power Delivery, vol. 19, no. 2, 2004, pp. 545-553.
- [64] LIU Y., ZITNIK M., GONZALES R.M., THOTTAPPILLIL R.: *Time domain model of the grounding system included soil ionization and its application to stratified soil*. 26th International conference on Lightning Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 352-356.
- [65] MARTI J.R.: *Accurate Modeling of Frequency-Dependent Transmission Lines in Electromagnetic Transient Simulations*. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS -101, no. 1, January 1982, pp. 147-152.
- [66] MARTINEZ-VELASCO J.A., CASTRO-ARANDA F.: *Modeling of Overhead Transmission Lines for lightning studies*. Montreal Canada IPST05-047.
- [67] MARZECKI J.: *Rozdzielcze sieci elektroenergetyczne*. PWN, Warszawa 2001.
- [68] MATSUO N.M., ZANETTA L.C.: *Frequency of occurrence of lightning overvoltages on distribution lines*. CIRED Conference Publication, no. 438, 1997, pp. 138-152.
- [69] MCDERMOTT T.E., SHORT T.A., ANDERSON J.G.: *Lighting Protection of Distribution Lines*. IEEE Trans. On Power Delivery, vol. 9, no. 1, 1994, pp. 138-152.
- [70] MENTER F.E., GRECEV L.D.: *EMTP-based model for grounding system analysis*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 9, no. 4 October 1994, 1838-1849.
- [71] MOŚCICKA-GRZESIAK H.: *Inżynieria wysokich napięć w elektroenergetyce*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej 1996 r.
- [72] MOTAYAMA H., MATSUBARA H.: *Analytical and experimental study on surge response of transmission tower*. IEEE Transaction on PWRD, vol. 15, no. 2, April 2000, pp. 812-819.
- [73] MOTOYAMA H., SHINJO K., MATSUOTO Y., ITAMOTO N.: *Observation and analysis of multiphase back flashover on the Okushishiku test transmission line caused by winter lightning*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 13, no. 4, October 1998, 1391-1398.
- [74] MOTOYAMA H.: *Experimental study and analysis of breakdown characteristics of long air gaps with short tail lightning impulse*. IEEE Transactions on PWRD, vol. 11, no. 2, April 1996, pp. 972-979.
- [75] MOZUMI T., BABA Y., ISHII M., NAGAOKA N., AMETANI A.: *Numerical electromagnetic field analysis of archn voltages during a back-flashover on a 500 kV twin circuit line*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 18, no. 1, January 2003, 207-213.
- [76] NGUEN H.V., DOMMEL H.W, MARTI J.R.: *Direct phase-domain modeling of frequency-dependent overhead transmission lines*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 12, no. 3, July 1997, pp. 1335-1342.

- [77] NODA T., NAGAOKA N., AMETANI A.: *Phase domain modeling of frequency depended transmission lines by means of an ARMA model*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 11, no. 1, January 1996, pp. 401-411.
- [78] NOWAK W., WŁODEK R.: *Analiza przeskoku odwrotnego na izolacji linii napowietrznych wysokich i najwyższych napięć*. „Przegląd Elektrotechniczny”, nr 10s’2002, 226-229.
- [79] NOWAK W., WŁODEK R.: *Backflashover analysis with use of electromagnetic transient program (EMTP)*. 24th International Conference on Lightning Protection ICLP98, Birmingham, United Kingdom, 14-18 September 1998, paper 6c-10.
- [80] NOWAK W., WŁODEK R.: *Statistic evaluation of inverse flashover risk for 400 kV overhead line insulation*. 22nd International Conference on lighting Protection ICLP, Budapest, Hungary, 19-23 September 1994, paper R6b-04.
- [81] NOWAK W.: *Identyfikacja narażeń przepięciowych układów elektroenergetycznych wysokich napięć przy wyładowaniach atmosferycznych*. Uczelniane wydawnictwo Naukowo-Dydaktyczne AGH, Kraków 2005.
- [82] NUCCI C.A., RACHIDI F., IANOZ M., MAZZETTI C.: *Comparison of two Coupling Models for Lighting-Inducted Overvoltage Calculations*. IEEE Trans. On Power Delivery, vol. 10, no. 1, 1995, pp. 330-336.
- [83] PIGINI A., RIZZI G., GARBAGNATI E., PORRINO A., PEASAVENTO G.: *Performance of large gaps under lighting overvoltages. Experimental study and analysis of predetermination methods*. IEEE Trans. On PWRD, vol. 4, no. 2, April 1989, pp. 1379-1392.
- [84] PN-EN 50341-1 2002 Elektroenergetyczne linie napowietrzne prądu przemiennego powyżej 45 kV. Część 1: Wymagania ogólne. Specyfikacje wspólne.
- [85] PN-EN 60071-1, 2007 Koordynacja izolacji. Definicje, zasady i reguły.
- [86] PN-EN 60071-1:1999 Koordynacja izolacji. Definicje, zasady i reguły.
- [87] PN-EN 60071-2, 2000 Koordynacja izolacji. Przewodniki stosowania.
- [88] PN-EN 60071-2:2000 Koordynacja izolacji. Przewodnik stosowania.
- [89] Rozporządzenie ministra gospodarki z dnia 4 maja 2007 r. w sprawie szczegółowych warunków funkcjonowania systemu elektroenergetycznego. DzU nr 93/2007, poz. 623.
- [90] SARGENT M.A., DARVENIZA M.: *Tower Surge Impedance*. IEEE Transactions and Systems, vol. PAS-88, no. 5, May 1969, pp. 608-687.
- [91] SAUVEGRAIN F.: *Conceptualizing a „Sustainable Development” oriented 400 kV overhead line*. B2_104, CIGRÉ 2010.
- [92] SEMLYEN A., IRAVANI M.R.: *Frequency Domain Modeling of External Systems in an Electro-Magnetic Transients Program*. IEEE Transactions on Power Systems, vol. 8, no. 2, 1993, pp. 527-533.

- [93] SHINDO T., SUZUKI T.: *A new calculation method of breakdown voltage-time characteristic of long air gaps*. IEEE Trans. on PAS, vol. PAS-104, 1985, 1556-1563.
- [94] SKOMUDEK W., GRADECKI A., BENIAK R.: *Three-Phase Load Imbalance Enhances Voltage Fluctuations in Distribution Networks*. „Przegląd Elektrotechniczny” 3/2009.
- [95] SKOMUDEK W., SZPINDLER P.: *Analiza porównawcza indukcyjnego spadku napięcia na stalowych słupach kratowych i pełnościennych w warunkach przepływu prądu udarowego*. „Przegląd Elektrotechniczny”, 3/2014.
- [96] SKOMUDEK W., SZPINDLER P.: *Innowacyjne słupy stalowe pełnościenne w elektroenergetycznych liniach napowietrznych najwyższych napięć*. „Przegląd Elektrotechniczny” 9a/2012.
- [97] SKOMUDEK W., SZPINDLER P.: *Rozkład składowych pola elektromagnetycznego wokół przewodów linii napowietrznych wysokich napięć wykonanych na słupach pełnościennych*. PAK, vol. 59, nr 7/2013.
- [98] SKOMUDEK W., TARCZYŃSKI W.: *Analiza komputerowa zagrożenia przepięciowego wybranych układów sieci elektroenergetycznych*. „Przegląd Elektrotechniczny” 1/2004, s. 204-207.
- [99] SKOMUDEK W.: *Development for High and Extra-High Voltage Compact Overhead Voltage*. Acta Energetica 3/2011.
- [100] SKOMUDEK W.: *Gospodarka rynkowa i jej wpływ na jakość dostarczanej energii elektrycznej*. Seminarium 6 SPE: „Problemy eksploatacyjne elektroenergetyki, elektrotechniki, elektroniki”, Głuchołazy 2003. „Wiadomości elektrotechniczne” nr 4/2003, s. 136-138.
- [101] SKOMUDEK W.: *Operatorstwo dystrybucyjne w świetle przekształceń rynkowych podsektora elektroenergetycznego*. „Wiadomości Elektrotechniczne” 8/2007, s. 14-16.
- [102] SKOMUDEK W.: *Pomiary i analiza przepięć oraz ocena ich skutków w sieciach średniego i wysokiego napięcia*. ISBN 978-83-61163-29-9, COSIW Warszawa 2011.
- [103] SKOMUDEK W.: *Pomiary i analiza przepięć oraz ocena ich skutków w sieciach średniego i wysokiego napięcia*. Oficyna Wydawnicza Rem Script Sp. z o.o. Wydanie I, Warszawa 2011.
- [104] SLISKIS O, DVORNIKOVS I, KATNERS K, SOBOLEVSKY D.: *Specification of transmission tower structure for following surge protection simulation*. 16th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE 2015) Ostrava: VŠB - Technical University of Ostrava, 20-22May, 2015.
- [105] SOARES J.A., SCHROEDER M.A.O., VISACRO F.S.: *Application of an electromagnetic model for calculation of transient voltages in transmission towers*. 26th International conference on Lighting Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 738-743.

- [106] SOERENSEN T.K., KYED G., HOLBOELL J.: *Composite based overhead line systems – Reducing the visual impact of overhead lines*. B2_103, CIGRÉ 2010.
- [107] SOWA P.: *Dynamiczne układy zastępcze w analizie elektromagnetycznych stanów przejściowych*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej 2011 r.
- [108] SUZUKI T., MIYAKE K.: *Experimental study of the breakdown voltage time characteristics of large air-gaps with lightning impulse*. IEEE Trans. On PAS, vol. 96, pp. 227-233, 1977.
- [109] SZPINDLER P.: *Zastosowanie pełnościennych stalowych słupów rurowych do budowy elektroenergetycznych linii napowietrznych wysokiego i najwyższych napięć*. Energetyka 8/2011.
- [110] TARCHINI J.A.: *Improvement of lightning performance of transmission lines by use of line surge arrester*. 26th International conference on Lightning Protection ICLP2002, Cracow, Poland, 2-6 September 2002, 500-505.
- [111] Ustawa z dnia 16 kwietnia 2004 r. o ochronie przyrody.
- [112] Ustawa z dnia 27 kwietnia 2001 r. Prawo ochrony środowiska.
- [113] Ustawa z dnia 27 marca 2003 r. o planowaniu i zagospodarowaniu przestrzennym.
- [114] Ustawa z dnia 3 lutego 1995 r. o ochronie gruntów rolnych i leśnych.
- [115] Ustawa z dnia 3 października 2008 r. o udostępnianiu informacji o środowisku i jego ochronie, udziale społeczeństwa w ochronie środowiska oraz ocenach oddziaływania na środowisko.
- [116] Ustawa z dnia 7 lipca 1994 r. Prawo budowlane.
- [117] WAGNER C.F., HILEMAN A.R.: *A new approach to calculation of lightning performance of transmission lines III-a simplified method: stroke to tower*. IEEE Trans. (Power Apparatus and Systems), vol. 79, pp. 589-603, October 1960.
- [118] YAMADA T., MOCHIZUKI A., SAWADA J., ZAIMA E., KAWAMURA T., AMETANI A., ISHI M., KATO S.: *Experimental evaluation of a UHV tower model for lightning surge analysis*. IEEE Trans. on PWRD, vol. 10, no. 1, January 1995, 393-402.
- [119] ZHANG Z., SIMA W., ZHANG Y., SHU L.: *The simulation model for calculating the surge impedance of a tower*. IEEE International Symposium on Electrical Insulation. Indianapolis, 19-22 September 2004

ZAŁĄCZNIKI

Zestawienie załączników

Załącznik A – Opis procesu produkcji oraz technologii montażu słupów pełnościennych

Załącznik B – Przykład badań wytrzymałościowych słupów pełnościennych

Załącznik C - Zestawienie impedancji uderzeniowych słupów

Załącznik A – Opis procesu produkcji oraz technologii montażu słupów pełnościennych.

Proces produkcji słupa rozpoczyna się od wycinania trapezowych formatek (rys. Z-A/1), które następnie są odpowiednio formowane na prasie krawędziowej (rys. Z-A/2). Powstałe w ten sposób łupki są scalane (poprzez spawanie w osłonie gazowej lub łukiem krytym) w celu uzyskania stożkowego członu o przekroju wielokąta foremnego (rys. Z-A/3 i Z-A/4). Członny powstają z dwóch, trzech lub czterech łupków, a ilość łupków jest uzależniona od średnicy członu.



Rys. Z-A/1. Wycinanie trapezowych formatek



Rys. Z-A/2. Formowanie łupki na prasie krawędziowej



Rys. Z-A/3. Scalanie łupki za pomocą spawania



Rys. Z-A/4. Spawanie wzdłużne członu

Kolejnym etapem produkcji jest uzbrajanie członów w pozostałe elementy konstrukcyjne. Płyta podstawy jest spawana do dolnego członu (rys. Z-A/5), natomiast do środkowych członów spawane są elementy mocowania drabiny. Do górnych członów są spawane gniazda przeznaczone dla mocowania poprzeczników (rys. Z-A/6). Poprzeczniki uzyskuje się w sposób analogiczny jak poszczególne członny trzonu słupa.



Rys. Z-A/5. Spawanie gniazd mocowania poprzeczników



Rys. Z-A/6. Spawanie płyty podstawy

Końcowym etapem produkcji jest cynkowanie ogniowe, które stanowi podstawowy system zabezpieczenia antykorozyjnego. Przed rozpoczęciem procesu cynkowania elementy słupów poddawane są obróbce chemicznej, która ma na celu usunięcie z powierzchni zanieczyszczeń i rdzy (rys. Z-A/7). Cynkowanie polega na zanurzeniu przygotowanego w odpowiedni sposób elementu stalowego w ciekłym cynku, przez co na całej powierzchni stali wytwarza się powłoka cynkowa. Cynkowanie odbywa się zwykle w temperaturze 440-450°C. W tej temperaturze następuje reakcja żelaza i cynku, wskutek czego powstaje na całej konstrukcji trzonu jednorodna warstwa stopowa, która decyduje o bardzo dobrej przyczepności cynku do podłoża stalowego (rys. Z-A/8). Poza cynkowaniem konstrukcja trzonu słupa może być poddana malowaniu. Jednak czynność ta jest wykonywana wyłącznie na życzenie klienta.



Rys. Z-A/7. Wytrawianie członu



Rys. Z-A/8. Cynkowanie członu

Dostawa elementów słupa na budowę odbywa się przy wykorzystaniu standardowych środków transportowych (rys. Z-A/9). Proces montażu słupa może być realizowany metodą poziomą lub pionową. W metodzie poziomej poszczególne człony są zaciskane w pozycji poziomej (rys. Z-A/10), a następnie w całości stawiane na fundamencie. W metodzie pionowej pierwszy dolny człon jest mocowany na

fundamencie, a następnie są nakładane na siebie kolejno jeden po drugim (rys. Z-A/11 i Z-A/12).



Rys. Z-A/9. Transport słupa na budowę



Rys. Z-A/10. Scalanie członów

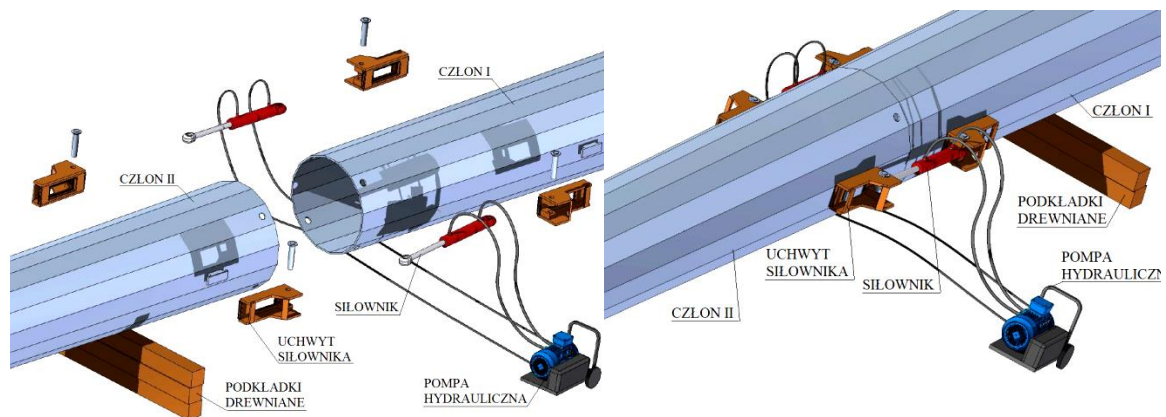


Rys. Z-A/11. Montaż dolnych członów



Rys. Z-A/12. Montaż górnych członów

Procedura zaciskania członów wymaga spełnienia dwóch warunków. Pierwszy z nich polega na uzyskaniu minimalnej długości zacisku i jest funkcją średnicy zaciskanych członów (minimalna długość zacisku jest równa 1,5 średnicy członu w miejscu zacisku). Drugi warunek wymaga zaciskania członów z określoną siłą. Powyższe parametry zaciskania są uzyskiwane poprzez wykorzystanie symetrycznie montowanych 2 lub 4 siłowników. Schemat mocowania siłowników przedstawiono na rys. Z-A/13.



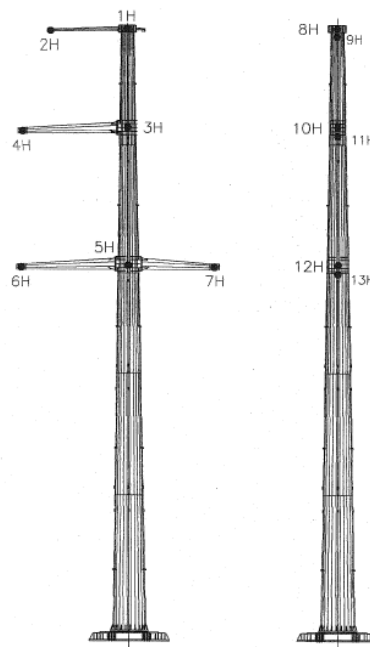
Rys. Z-A/13. Schemat mocowania siłowników

Załącznik B – Przykład badań wytrzymałościowych słupów pełnościennych.

W celu potwierdzenia posiadanych parametrów mechanicznych wybrane słupy poddawane są badaniom na stacji prób. Dla przykładu na rys. Z-B/1 zaprezentowano rzeczywisty słup pełnościenny poddany badaniom, które wykonano na stacji prób zlokalizowanej w Żylinie (Słowacja). W procesie badania słup pełnościenny został zamocowany do fundamentu stacji za pomocą specjalnie zaprojektowanego i wykonanego elementu przejściowego, łączącego słup z fundamentem w sposób odzwierciedlający rzeczywiste ich zespolenie. Badania polegają na obciążeniu słupa normowymi kombinacjami sił, ocenie nośności oraz pomiarach przemieszczenia wybranych punktów konstrukcji (rys. Z-B/2).

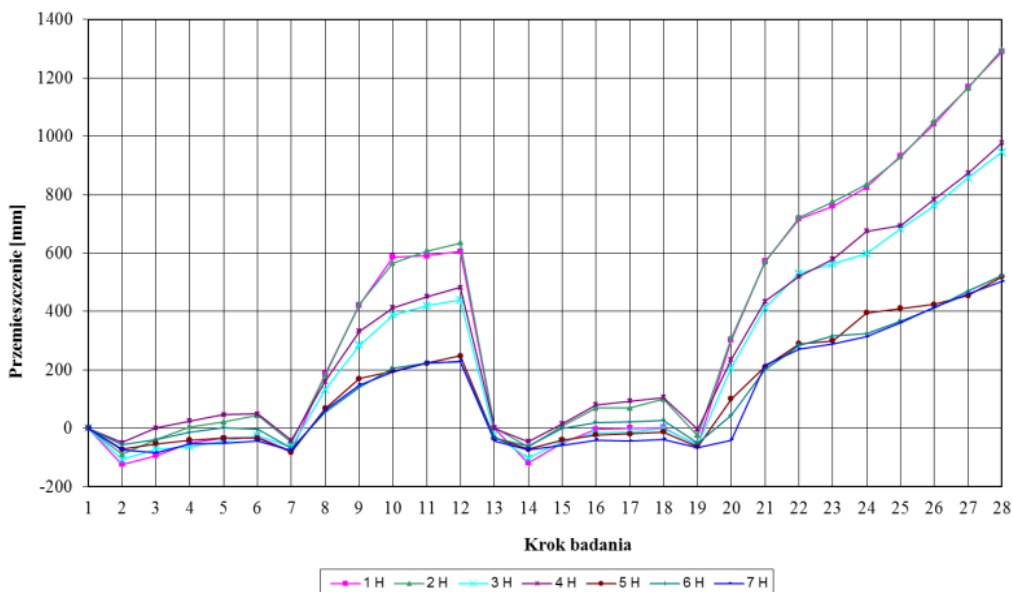


Rys. Z-B/1. Badanie słupa mocnego 400kV typu W4ONIz

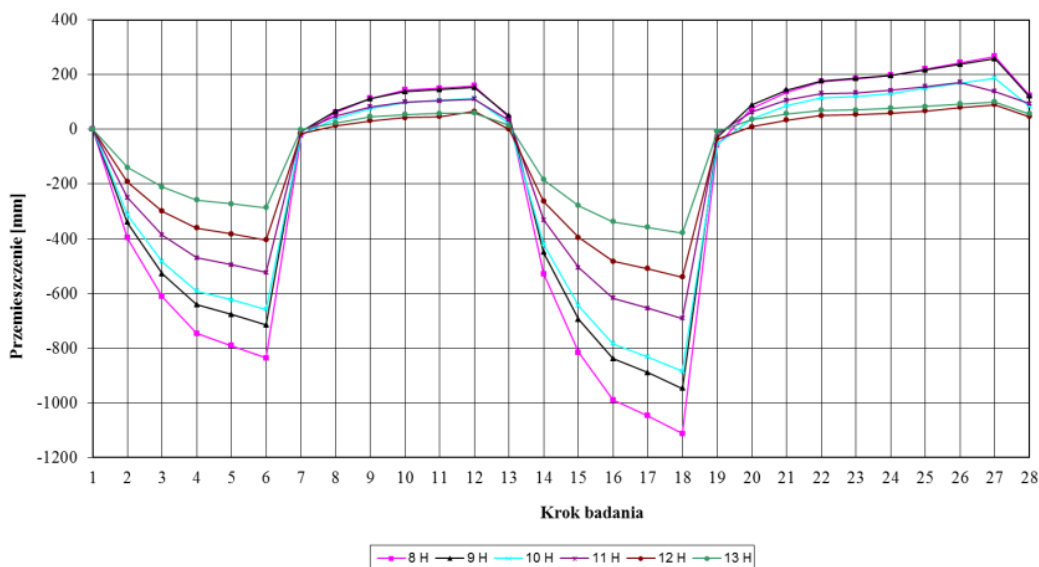


Rys. Z-B/2. Lokalizacja punktów pomiarowych słupa W4ONIz

Uzyskane w trakcie badania wyniki uznaje się za pozytywne, gdy przy maksymalnym obliczeniowym obciążeniu poszczególnych kombinacji SGN nie nastąpi przekroczenie stanu granicznego nośności oraz przy maksymalnym obliczeniowym obciążeniu poszczególnych kombinacji SGU również nie nastąpi przekroczenie stanu granicznego użyteczności. Wyniki przemieszczenia wybranych punktów pomiarowych słupa w funkcji kombinacji obciążeń są rejestrowane w postaci diagramów. Przykładowe zapisy przedstawiono na rys. Z-B/3 i Z-B/4.



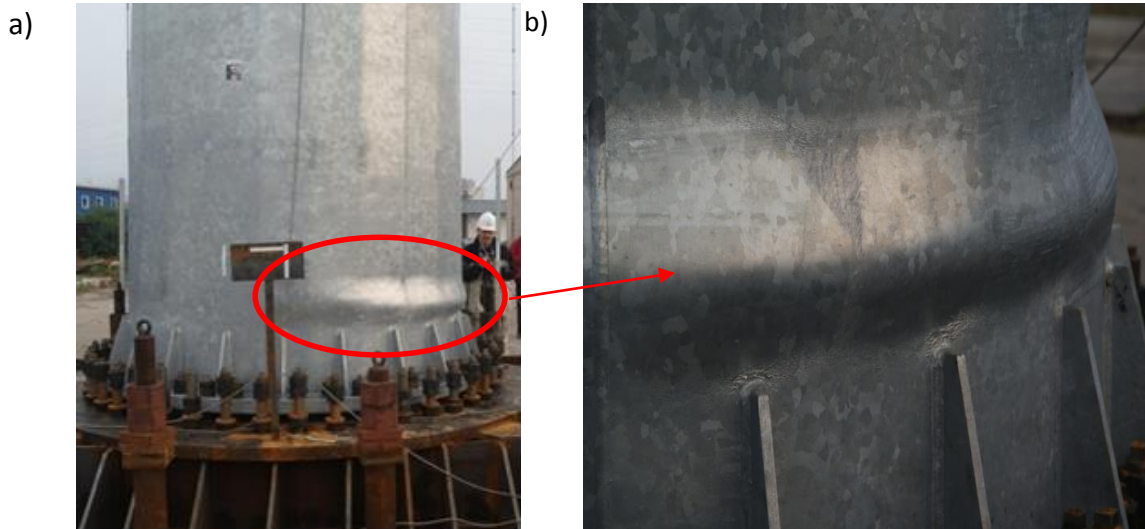
Rys. Z-B/3. Diagram wychyleń słupa W4ONIIz w kierunku prostopadłym do linii



Rys. Z-B/4. Diagram wychyleń słupa W4ONIIz w kierunku równoległym do linii

Dodatkowym elementem programu może być wyznaczenie siły niszczącej słup. Przykładowym efektem tej części badania dla słupów pełnościennych może być wyboczenie części dolnej pierwszego segmentu trzonu słupa wskutek osiągnięcia stanu krytycznego pasma płytowego ścianki płaskiej słupa (rys. Z-B/5). Po każdym z przeprowadzanych badań wytrzymałościowych, zgodnie z wymaganiami inwestora, pobierane są próbki materiału z trzonu słupa i dokonuje się badań laboratoryjnych celem

potwierdzenia zgodności parametrów materiałów zastosowanych przy produkcji słupów z wymaganiami dokumentacji projektowej. Badania prowadzone są przy udziale przedstawicieli inwestora, zespołu projektowego, generalnego wykonawcy, producenta słupa pełnościennego oraz niezależnej jednostki naukowo-badawczej. Końcowym efektem badań jest raport przygotowany przez niezależną jednostkę naukowo-badawczą. Dokument ten zawiera opinię dotyczącą programu badań, wyników pomiarów deformacji segmentów słupa, wyników badań mechanicznych próbek materiałów oraz składu chemicznego zastosowanego materiału.






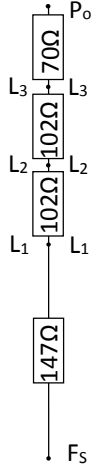
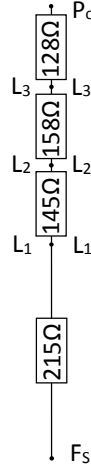

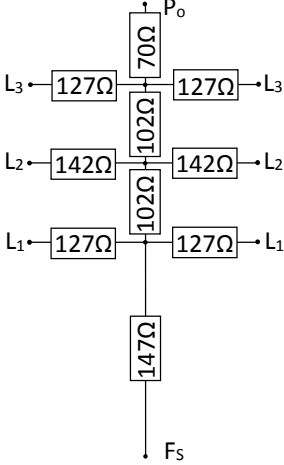
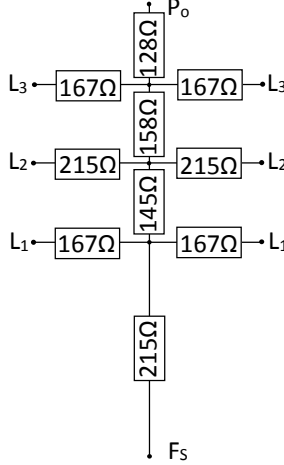
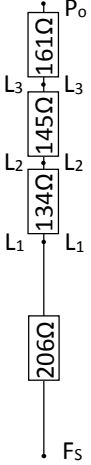
Rys. Z-B/5. Odształcenie członu słupa W40N11z po badaniach niszcących na stacji prób; a) widok dolnej części słupa z płytą mocującą, b) odształcenie trzonu słupa powstałe w trakcie badań niszcących

Załącznik C - Zestawienie impedancji udarowych słupów

Tabela Z-C/1. Zestawienie impedancji udarowych słupów jednotorowych 110 kV

Schemat 1			
	EB24 P(0)	Src P(0)	SPPI
Schemat 2			
	Rodzaj słupa	Rodzaj słupa	Rodzaj słupa
Schemat 3			
	Rodzaj słupa	Rodzaj słupa	Rodzaj słupa

Tabela Z-C/2. Zestawienie impedancji udarowych słupów dwutorowych 110kV

Schemat 1			
Schemat 2			
Schemat 3			
	EO24P(0)	Orc P(0)	DPPI
Rodzaj słupa			