



AKADEMIA GÓRNICZO-HUTNICZA IM. STANISŁAWA STASZICA W KRAKOWIE

DZIEDZINA NAUK INŻYNIERYJNO-TECHNICZNYCH

DYSCYPLINA AUTOMATYKA, ELEKTRONIKA, ELEKTROTECHNIKA
I TECHNOLOGIE KOSMICZNE

ROZPRAWA DOKTORSKA

Zastosowanie modelowania numerycznego
dla analizy warunków powstawania wyładowań niezupełnych
w defektach układów izolacyjnych wysokiego napięcia
z uwzględnieniem wpływu wybranych czynników fizykalnych
i parametrów napięć probierczych

Autor: **mgr inż. Paweł Mikrut**

Promotor rozprawy: dr hab. inż. Paweł Zydroń, prof. AGH

Promotor pomocniczy: dr inż. Józef Roehrich

Praca wykonana:

Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie
Wydział Elektrotechniki, Automatyki, Informatyki i Inżynierii Biomedycznej
Katedra Elektrotechniki i Elektroenergetyki

Kraków, 2024



AGH UNIVERSITY OF KRAKOW

FIELD OF SCIENCE ENGINEERING AND TECHNOLOGY

SCIENTIFIC DISCIPLINE AUTOMATION, ELECTRONICS, ELECTRICAL
ENGINEERING AND SPACE TECHNOLOGIES

DOCTORAL THESIS

Application of numerical modelling to analyse the conditions
of partial discharge formation in high-voltage insulation systems defects,
taking into account the influence of selected physical factors
and test voltage parameters

Author:	mgr inż. Paweł Mikrut
First supervisor:	dr hab. inż. Paweł Zydroń, prof. AGH
Assisting supervisor:	dr inż. Józef Roehrich

Completed in:

AGH University of Science and Technology
Faculty of Electrical Engineering, Automatics, Computer Science
and Biomedical Engineering
Department of Electrical and Power Engineering

Krakow, 2024

*Pragnę złożyć serdeczne podziękowania mojemu promotorowi
dr. hab. inż. Pawłowi Zydroniowi
za wskazanie kierunków w rozwoju naukowym, opiekę merytoryczną,
poświęcony czas oraz wszelką pomoc w przygotowaniu rozprawy*

*Dziękuję również
dr. inż. Józefowi Roehrichowi
za cenne uwagi oraz wszelką pomoc udzieloną podczas prac pomiarowych*

Dziękuję Rodzinie, za wsparcie i motywowanie mnie do pracy

Streszczenie

Wysokonapięciowe układy izolacyjne urządzeń elektrycznych mają kluczowe znaczenie dla zapewnienia wysokiej niezawodności działania sieci i systemów elektroenergetycznych. Czas życia izolacji jest limitowany przez procesy starzeniowe typu *intrinsic* i *extrinsic*, zachodzące w dielektrykach. Druga grupa procesów jest związana z występowaniem defektów strukturalnych wewnątrz materiału izolacyjnego. W dielektrykach stałych mogą one mieć np. postać inkluzji lub mikroinkluzji gazowych oraz pęknięć i delaminacji struktury materiałów. W pewnych warunkach defekty takie mogą być źródłami wyładowań niezupełnych (wnz). Ich destrukcyjne oddziaływanie na dielektryk prowadzi zwykle do niekorzystnych przemian strukturalnych, co w dłuższym okresie czasu skutkuje obniżeniem lub całkowitą utratą wytrzymałości elektrycznej.

Zakres prac prowadzonych w licznych ośrodkach badawczych w obszarze tematycznym wyładowań niezupełnych dotyczy w szczególności rozpoznania i badania czynników oraz warunków wpływających na powstawanie i rozwój wnz, w tym również metodami modelowania numerycznego. Niniejsza praca należy do tego nurtu badań, bowiem skupia się nad analizą warunków powstawania wyładowań niezupełnych w zamkniętych inkluzjach gazowych zlokalizowanych w układach izolacyjnych wykonanych z dielektryków stałych. W rozprawie przedstawiono opracowany w tym celu numeryczny model polowy, pozwalający na analizę powstawania wnz w układach izolacyjnych napięcia przemiennego AC i stałego DC, w warunkach istniejącego w izolacji gradientowego pola temperatury. Pola takie są charakterystyczne dla izolacji obciążonych kabli WN, w których żyła kablowa jest wewnętrznym źródłem ciepła. Dzięki połączeniu możliwości programu COMSOL 6.0 z procedurami programu Matlab uzyskano możliwość analizy sekwencji fazowych (dla napięć AC) lub czasowych (dla napięć DC) impulsów wnz. Dla napięcia przemiennego modelowane sekwencje impulsów wnz gromadzono w formie obrazów fazowo-rozdzielczych φ - q - n . W ten sposób uzyskano możliwość odniesienia wyników symulacji na modelach numerycznych do wyników pomiarów laboratoryjnych, przeprowadzonych na modelach fizycznych układów izolacyjnych z inkluzjami gazowymi, o określonej geometrii i parametrach materiałów dielektrycznych.

W badaniach analizowano wpływ różnych czynników fizykalnych na powstawanie wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych: napięcia probierczego i jego częstotliwości, kształtu i rozmiaru inkluzji gazowej oraz jej położenia i orientacji w układzie izolacyjnym, wartości przenikalności elektrycznej i rezystywności skrośnej dielektryka stałego otaczającego inkluzję oraz temperatury. Wyniki badań przedstawiono w postaci wykresów, obrazów fazowo-rozdzielczych i tabel. Sformułowano oryginalne wnioski dotyczące wpływu rozmiaru płaskiej inkluzji gazowej na pojawienie się efektu rozładowania jej ładunku w więcej niż pojedynczym impulsie wnz. Korzystając z numerycznego modelu elektro-termicznego kabli HVDC z izolacją XLPE oszacowano wielkość krytycznego rozmiaru inkluzji sferycznej, w funkcji jej położenia, w izolacji kabla obciążonego i nieobciążonego.

Abstract

High-voltage insulation systems of electrical devices are of key importance to ensure high operational reliability of power networks and systems. The lifetime of insulation is limited by *intrinsic* and *extrinsic* aging processes occurring in dielectrics. The second group of processes is related to the occurrence of structural defects inside the insulating material. In solid dielectrics, they may take the form of, for example, gaseous inclusions or micro-inclusions, as well as protrusions, cracks and delamination of the material structure. Under certain conditions, such defects may be sources of *partial discharges* (*PD*). Their destructive effect on the dielectric usually leads to unfavorable structural changes, which in the long run may lead to a loss of electrical strength.

The scope of work carried out in numerous research centers in the field of partial discharges concerns in particular the identification and study of factors and conditions influencing the formation and development of *PD*, including using numerical modeling methods. This work belongs to this line of research, as it focuses on the analysis of the conditions for the formation of partial discharges in closed gas inclusions located in insulating systems made of solid dielectrics. The dissertation presents a numerical field model developed for this purpose, which allows for the analysis of *PD* formation in *AC* and *DC* voltage insulation systems, under the conditions of the gradient temperature field existing in the insulation. Such fields are characteristic of the insulation of loaded *HV* cables, in which the cable core is an internal heat source. By combining the capabilities of the COMSOL 6.0 program with the procedures of the Matlab program, it was possible to analyze phase sequences (for *AC* voltages) or time sequences (for *DC* voltages) of *PD* pulses. For *AC* voltage, the modeled *PD* pulse sequences were collected in the form of phase-resolved ϕ - q - n patterns. In this way, it was possible to relate the simulation results on numerical models to the results of laboratory measurements carried out on physical models of insulating systems with gas inclusions, with specific geometry and parameters of dielectric materials.

The research analyzed the influence of various physical factors on the formation of partial discharges in gas inclusions: testing voltage and its frequency, shape and size of the gas inclusion and its position and orientation in the insulating system, the value of electrical permittivity and volume resistivity of the solid dielectric surrounding the inclusion, and temperature. The research results are presented in the form of graphs, phase-resolved images and tables. Original conclusions were formulated regarding the influence of the size of a flat gas inclusion on the appearance of the effect of discharging its electric charge in more than a single *PD* pulse. Using a numerical electro-thermal model of *HVDC* cables with *XLPE* insulation, the critical size of the spherical inclusion, as a function of its position, was estimated in the loaded and unloaded cable insulation.

Spis treści

Streszczenie	7
Abstract	7
Spis treści.....	9
Wykaz oznaczeń i skrótów	11
1 Wstęp.....	17
1.1 Motywacja i cel pracy	17
1.2 Tezy rozprawy	18
1.3 Zakres pracy	19
2 Źródła wyładowań niezupełnych w układach elektroizolacyjnych	21
2.1 Materiały dla układów izolacyjnych wysokiego napięcia	21
2.2 Procesy starzeniowe i degradacja układów izolacyjnych	22
2.3 Defekty układów izolacyjnych jako źródła wyładowań niezupełnych.....	25
3 Fizyczne aspekty powstawania i rozwoju wyładowań niezupełnych w dielektrykach....	35
3.1 Formy wyładowań niezupełnych	35
3.2 Natężenie inicjacji wyładowań niezupełnych	36
3.3 Natężenie gaśnięcia	38
3.4 Relokacja ładunku powierzchniowego	40
3.5 Generacja elektronów inicjujących wyładowanie.....	44
3.5.1 Jonizacja objętościowa w gazie.....	45
3.5.2 Emisja powierzchniowa elektronów	49
3.6 Prawdopodobieństwo wystąpienia wyładowania oraz statystyczny czas opóźnienia zapłonu	52
4 Przegląd modeli wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych	55
4.1 Rodzaje i klasyfikacja modeli	55
4.2 Model obwodowy.....	56
4.3 Analityczny model dipolowy.....	58
4.4 Numeryczne modele polowe	60
4.5 Model przepływu plazmy	61
4.6 Modele dla układów izolacji napięcia stałego <i>DC</i>	63
5 Symulacje numeryczne rozkładu natężenia pola elektrycznego w układach modelowych	65
5.1 Numeryczne modelowanie wyładowań niezupełnych - wprowadzenie.....	65
5.2 Wewnętrzna inkluzja gazowa w polu jednorodnym	71
5.2.1 Wpływ wartości napięcia probierczego	74

5.2.2	Wpływ przenikalności elektrycznej dielektryka stałego	75
5.2.3	Wpływ rozmiaru inkluzji gazowej.....	76
5.2.4	Wpływ położenia inkluzji gazowej.....	80
5.2.5	Wpływ kształtu inkluzji – spłaszczenie wzdłuż linii pola elektrycznego.....	83
5.2.6	Wpływ kształtu inkluzji – spłaszczenie prostopadłe do linii pola elektrycznego..	86
5.3	Wewnętrzna inkluzja gazowa w polu niejednorodnym	91
5.3.1	Wpływ wielkości inkluzji gazowej	94
5.3.2	Wpływ położenia inkluzji gazowej.....	97
5.3.3	Wpływ kształtu inkluzji – inkluzja elipsoidalna.....	100
5.4	Model wtrąciny umieszczonej w pobliżu krawędzi elektrody płaskiej.....	104
6	Wyładowania niezupełne w modelowych inkluzjach gazowych przy napięciu AC – pomiar laboratoryjny i symulacje numeryczne	109
6.1	Wprowadzenie – koncepcja i obiekty badań.....	109
6.2	Opis i przygotowanie modelu symulacyjnego	111
6.2.1	Parametry środowiska symulacyjnego.....	113
6.2.2	Parametry symulacji	114
6.2.3	Geometria układu modelowego	114
6.2.4	Określenie parametrów dielektrycznych materiałów	115
6.2.5	Zdefiniowanie warunków brzegowych dla elementów modelu	117
6.2.6	Zdefiniowanie warunków sterowania procesem symulacji	118
6.2.7	Dyskretyzacja modelu – generacja siatki obliczeniowej.....	119
6.2.8	Pozostałe parametry symulacji.....	119
6.2.9	Zakres rejestracji wyników symulacji	120
6.3	Pomiary na modelach rzeczywistych – metoda, stanowisko pomiarowe i konstrukcja obiektów badań.....	120
6.4	Wyniki modelowania numerycznego.....	126
6.5	Porównanie wyników symulacji z wynikami pomiarów	132
7	Modelowanie numeryczne impulsów wyładowań niezupełnych we wtrącinie gazowej, zlokalizowanej w izolacji obciążonego kabla HVDC	151
7.1	Wprowadzenie – problemy niezawodności izolacji kablowej HVDC	151
7.2	Pole elektryczne w izolacji kabla HVDC	154
7.3	Modele numeryczne do wyznaczania rozkładu pola E oraz sekwencji czasowych wyładowań niezupełnych w kablach HVDC	156
7.4	Porównanie wyników symulacyjnych dla trzech modeli kabli HVDC	158
7.5	Analiza i dyskusja wyników symulacji wnz w modelach kabli HVDC	170
8	Podsumowanie i wnioski	177
	Załącznik A: Wyniki symulacji oraz pomiarów wnz przy napięciu AC.....	183
	Bibliografia	209

Wykaz oznaczeń i skrótów

χ	–	współczynnik natężenia gaśnięcia wyładowań
χ_0	–	początkowa wartość współczynnika χ , wyznaczona dla temp. T_0
$(E/p)_{kr}$	–	zredukowany do ciśnienia 1000 hPa, krytyczny stosunek natężenia pola elektrycznego
$\dot{N}_e$	–	całkowita wydajność jonizacji
$\dot{N}_{es}$	–	wydajność jonizacji powierzchniowej
$\dot{N}_{ev}$	–	wydajność jonizacji objętościowej
ΔU_c	–	różnica napięć we wtrącinie przed i po wyładowaniu
Δt_{inc}	–	czas od chwili przekroczenia wewnątrz wtrąciny natężenia zapłonu wyładowań
A_σ, B_σ	–	współczynniki przewodności specyficzne dla dielektryka,
C_a	–	pojemność reprezentująca dielektryk wolny od wyładowań
C_b	–	pojemność reprezentująca dielektryk wolny od wyładowań, ale przenoszący prąd wyładowania
C_c	–	pojemność reprezentująca źródło wyładowań
C_k	–	kondensator sprzęgający
C_p	–	ciepło właściwe
C_{rad}	–	stała charakteryzująca oddziaływanie promieniowania z materią
C_{th}	–	stała funkcji S, $C_{th} = 1.2 \cdot 10^6 \text{ A}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^2)$
E_0	–	natężenie pola w dielektryku
E_{PD}	–	natężenie pola we wtrącinie bezpośrednio przed wystąpieniem wyładowania
E_{avg}	–	średnie natężenie pola w izolacji
E_{ch}	–	natężenie pola w kanale strimerowym
E_{cable}	–	pole w izolacji kabla bez defektu, w punkcie umiejscowienia wtrąciny
E_{ext}	–	natężenie gaśnięcia wyładowań niezupełnych
E_{ext0}	–	początkowe natężenia gaśnięcia, wyznaczone dla ciśnienia p_0
E_{inc}	–	natężenie zapłonu wyładowań niezupełnych
E_{kr}	–	krytyczne natężenie pola elektrycznego
E_{max}	–	maksymalne natężenie pola we wtrącinie
E_s	–	natężenie pola pochodzące od ładunku
E_{void}	–	natężenie pola we wtrącinie
E_{xmax}	–	pole w zewnętrznej warstwy izolacji kabla

E_{xmin}	–	pole w wewnętrznej warstwy izolacji kabla
J_{el}	–	gęstość prądu przepływającego przez elektrodę
N_{dt}	–	ładunek osadzający się na powierzchni wtrąciny w skutek poprzedniego wyladowania
P_d	–	prawdopodobieństwo wystąpienia wyladowania
Q_{avg}	–	średni ładunek pozorny wyladowań
Q_{max}	–	maksymalny ładunek pozorny wyladowań
Q_{total}	–	całkowity ładunek pozorny wyladowań za okres 60 s
R_1/R_2	–	dzielnik napięciowy
R_f	–	rezystor filtrujący
S_{el}	–	powierzchnia elektrod napięciowych
T_0	–	temperatura początkowa we wtrącinie
T_{cond}	–	temperatura żyły kabla
T_{xmax}	–	temperatura zewnętrznej warstwy izolacji kabla
T_{xmin}	–	temperatura wewnętrznej warstwy izolacji kabla
U_0	–	napięcie początkowe wyladowań niezupełnych
U_c	–	napięcie inkluzji gazowej w modelu <i>a-b-c</i>
U_{inc}	–	napięcie zapłonu wyladowań niezupełnych
U_p	–	napięcie probiercze
U_{void}	–	napięcie wtrąciny
V_{SI}	–	objętość izolacji Strefy I kabla
V_{SII}	–	objętość izolacji Strefy II kabla
V_{ef}	–	efektywna objętość gazu poddana promieniowaniu lub działaniu pola elektrycznego
W_c	–	energia cząsteczek gazu w ruchu cieplnym
W_f	–	energia promieniowania
W_j	–	energia jonizacji gazu
W_k	–	energia kinetyczna cząsteczek bombardujących gaz
Z_m	–	impedancja pomiarowa
a_{PE}	–	grubość polietylenu
a_d	–	grubość dielektryka
$a_{szkło}$	–	grubość szkła
d_{cr}	–	wymiar krytyczny wtrąciny w kablu, ze względu na powstawanie wnz
d_r	–	grubość wtrąciny w kierunku osi <i>r</i> (układ cylindryczny)
d_x	–	grubość wtrąciny w kierunku osi <i>x</i> (układ kartezjański)

d_y	–	grubość wtrąciny w kierunku osi y (układ kartezjański)
d_z	–	grubość wtrąciny w kierunku osi z (układ cylindryczny oraz kartezjański)
f_c	–	współczynnik wzmocnienia pola we wtrącinie
f_{c_max}	–	maksymalny współczynnik wzmocnienia pola we wtrącinie
f_{c_void}	–	współczynnik wzmocnienia pola w środku wtrąciny
k_v	–	współczynnik objętości stref kabla
k_σ	–	współczynnik wzrostu przewodności kabla
l_e	–	droga swobodna elektronu w polu elektrycznym
m_e	–	masa spoczynkowa elektronu
p_0	–	ciśnienie początkowe we wtrącinie
q_{app}	–	ładunek pozorny wyładowania
q_{avg}	–	średni ładunek wyładowania
q_{phy}	–	ładunek rzeczywisty wyładowania
q_{pre}	–	ładunek powstały podczas poprzedniego wyładowania
q_s	–	całkowity ładunek na powierzchni wtrąciny
q_{s0}	–	początkowy ładunek na powierzchni wtrąciny
r_ξ	–	współrzędna położenia środka wtrąciny na osi r
r_d	–	promień dielektryka
t_{PD}	–	czas wystąpienia wyładowania
t_{inc}	–	czas osiągnięcia natężenia zapłonu
v_e	–	prędkość elektronu
x_c	–	punkt o jednakowej wartości natężenia pola na promieniu kabla
x_{max}	–	promień zewnętrzny izolacji kabla
x_{min}	–	promień wewnętrzny izolacji kabla
z_ξ	–	współrzędna położenia środka wtrąciny na osi z
$\vec{E}$	–	wektor natężenia pola elektrycznego
$\vec{J}$	–	wektor gęstości prądu
Δt_{avg}	–	średni czas pomiędzy wyładowaniami w kablu HVDC
α_σ	–	temperaturowy współczynnik przewodności
β_0	–	współczynnik efektywnej jonizacji
β_σ	–	polowy współczynnik przewodności
ε_0	–	przenikalność elektryczna próżni, $\varepsilon_0 \approx 8.85 \cdot 10^{-12}$ F/m;
ε_d	–	przenikalność elektryczna dielektryka otaczającego wtrącinę
ε_r	–	przenikalność elektryczna względna
ε_{rd}	–	przenikalność elektryczna względna dielektryka

ε_{rvoid}	–	przenikalność elektryczna względna gazu we wtrącinie
η_i	–	funkcja opisująca mechanizm jonizacji
ρ_g	–	gęstość gazu
ρ_{mat}	–	gęstość materiału
ρ_q	–	gęstość ładunku objętościowego
ρ_v	–	rezystywność skrośna
σ_0	–	przewodność elektryczna początkowa
σ_{PD}	–	przewodność elektryczna wtrąciny podczas wyładowania
σ_d	–	przewodność elektryczna dielektryka
σ_{gaz}	–	przewodność elektryczna gazu we wtrącinie
σ_s	–	przewodność elektryczna powierzchniowa dielektryka
σ_{void}	–	przewodność elektryczna wtrąciny
σ_{xmax}	–	przewodność zewnętrznej warstwy izolacji kabla
σ_{xmin}	–	przewodność wewnętrznej warstwy izolacji kabla
τ_d	–	stała czasowa zaniku ładunku przez objętość dielektryka
τ_{dt}	–	stała czasowa zaniku ładunku poprzedniego wyładowania
τ_{lag}	–	statystyczny czas opóźnienia zapłonu
τ_s	–	stała czasowa zaniku ładunku powierzchniowego
φ_{inc}	–	faza początkowa wyładowań
φ_t	–	energia aktywacji termicznej
ϕ_{rad}	–	gęstość strumienia kwantów promieniowania
Δt_{pre}	–	czas od ostatniego wyładowania
h	–	stała Plancka, $h = 4.1357 \cdot 10^{-15} \text{ eV} \cdot \text{s}$
R	–	losowa liczba
S	–	funkcja opisująca materiał z którego następuje emisja elektronów
A	–	powierzchnia emisji
B, n	–	współczynniki charakteryzujące proces jonizacji
D	–	indukcja elektryczna
E	–	natężenie pola elektrycznego
L	–	szacowany czas życia izolacji
N	–	liczba impulsów wnz
T	–	temperatura
V	–	potencjał elektryczny
d	–	średnica wtrąciny
e	–	ładunek elementarny

f	–	częstotliwość
j	–	gęstość prądu emisji
k	–	stała Boltzmana, $k = 8.62 \cdot 10^{-5}$ eV/K
p	–	ciśnienie
q	–	ładunek
r	–	promień wtrąciny
t	–	czas
$tg \delta$	–	współczynnik strat dielektrycznych
Δt_{PD}	–	czas trwania wyładowania
$\Delta \varphi$	–	zakres fazowy wyładowań
α	–	współczynnik jonizacji
ε	–	przenikalność elektryczna
η	–	współczynnik wychwytywania
λ	–	współczynnik zależnym od wymiarów geometrycznych inkluzji
λ	–	współczynnik przewodnictwa cieplnego
ν	–	częstotliwość promieniowania
ξ	–	stała reprezentująca część ładunku odrywająca się od powierzchni dielektryka
ρ	–	gęstość ładunku
σ	–	przewodność elektryczna
φ	–	faza impulsu wyładowania
ϕ	–	praca wyjścia z dielektryka
$a-b-c$	–	model obwodowy wyładowań niezupełnych
AC	–	prąd zmienny (ang. <i>Alternating Current</i>)
ASTM	–	Amerykańskie Stowarzyszenie Badań i Materiałów (ang. <i>American Society for Testing and Materials</i>)
CAD	–	projektowanie wspomagane komputerowo (ang. <i>Computer Aided Design</i>)
DC	–	prąd stały (ang. <i>Direct Current</i>)
EPDM	–	guma etylenowo-propylenowo-dienowa (ang. <i>Ethylene Propylene Diene Monomer</i>)
EPR	–	guma etylenowo-propylenowa (ang. <i>Ethylene Propylene Rubber</i>)
FEA	–	analiza Metodą Elementów Skończonych (ang. <i>Finite Element Analysis</i>)
FEF	–	współczynnik wzmocnienia pola (ang. <i>field enhancement factor</i>)
FS	–	zakres przetwarzania przetwornika (ang. <i>Full Scale</i>)
GIL	–	gazoszczelny przewód szynowy (ang. <i>Gas Insulated Line</i>)

GIS	–	rozdzielnicza izolowana gazem (ang. <i>Gas Insulated Switchgear</i>)
GPIB	–	interfejs komunikacyjny IEEE-488 (ang. <i>General Purpose Interface Bus</i>)
GUI	–	graficzny interfejs użytkownika (ang. <i>Graphical User Interface</i>)
GWP	–	potencjał tworzenia efektu cieplarnianego (ang. <i>Global Warming Potential</i>)
HVAC	–	systemy wysokiego napięcia prądu zmiennego (ang. <i>High Voltage Alternating Current</i>)
HVDC	–	systemy wysokiego napięcia prądu stałego (ang. <i>High Voltage Direct Current</i>)
IEC	–	Międzynarodowa Komisja Elektrotechniczna (ang. <i>International Electrotechnical Commission</i>)
LCC	–	konwertery o komutacji sieciowej (ang. <i>Line Commutated Converters</i>)
LDPE	–	polietylen niskiej gęstości (ang. <i>Low Density Polyethylene</i>)
LLD	–	próg dyskryminacji systemu pomiarowego (ang. <i>Low Level Discrimination</i>)
LUA	–	skryptowy język programowania
MEB	–	Metoda Elementów Brzegowych (ang. <i>Boundary Element Method BEM</i>)
MES	–	Metoda Elementów Skończonych (ang. <i>Finite Element Method FEM</i>)
PE	–	polietylen (ang. <i>Polyethylene</i>)
PP	–	polipropylen (ang. <i>Polypropylene</i>)
PU	–	poliuretan (ang. <i>Polyurethane</i>)
PVC	–	polichlorek winylu (ang. <i>Polyvinyl Chloride</i>)
SF ₆	–	sześciofluorek siarki
UHVAC	–	systemy ultra-wysokiego napięcia prądu zmiennego (ang. <i>Ultra-High Voltage Alternating Current</i>)
UHVDC	–	systemy ultra-wysokiego napięcia prądu stałego (ang. <i>Ultra-High Voltage Direct Current</i>)
UKS	–	układ kondycjonowania sygnału
ULD	–	górny próg dyskryminacji systemu pomiarowego (ang. <i>Upper Level Discrimination</i>)
wnz	–	wyładowania niezupełne
XLPE	–	polietylen usieciowany (ang. <i>Cross-linked Polyethylene</i>)

Wstęp

1.1 Motywacja i cel pracy

Układy izolacyjne urządzeń elektrycznych podlegają działaniu różnego rodzaju narażeń eksploatacyjnych, znamionowych i zakłóceń. Należą do nich narażenia cieplne, elektryczne, mechaniczne i środowiskowe oraz dowolne ich kombinacje, zwiększające przez synergizm swego działania niekorzystny wpływ na strukturę i właściwości materiałów dielektrycznych, w szczególności polimerowych [53, 260]. W większości urządzeń, pracujących w sieciach i systemach elektroenergetycznych, podstawowym narażeniem dla izolacji elektrycznej jest ciepło (temperatura T) oraz pole elektryczne (natężenie pola E). Oba te czynniki są odpowiedzialne za tempo postępu wewnętrznych procesów starzeniowych typu *intrinsic* w dielektrykach, które warunkują szacowany *czas życia* izolacji elektrycznej [46, 48, 53, 200, 201]. Specyfika pracy i wymagania dotyczące niezawodności działania urządzeń w elektroenergetyce sprawiają, że nieprzerwanie prowadzone są prace badawczo-rozwojowe zmierzające do poprawy właściwości i parametrów materiałów dielektrycznych oraz układów izolacyjnych, dla zapewnienia *projektowego czasu życia* urządzeń sięgającego perspektywy czasu 40+.

Na obecnym etapie rozwoju inżynierii materiałowej dielektryków, technologii wytwarzania układów izolacyjnych oraz techniki wysokich napięć przyjmuje się, że zasadniczy wpływ na poprawną i bezawaryjną pracę układu izolacyjnego ma obecność wewnętrznych defektów strukturalnych, wtrącin i zanieczyszczeń [46, 53]. Defekty takie mogą powodować lokalne podwyższenie wartości natężenia pola elektrycznego ponad wartość krytyczną, tzn. taką, powyżej której w układzie izolacyjnym dochodzi do powstawania *wyładowań niezupełnych (wnz)*. Należą one do grupy procesów starzeniowych *extrinsic*, powodujących szybszą degradację struktury dielektryków i w efekcie prowadzących do skrócenia czasu życia izolacji [53, 173, 176]. Tematyka badawcza z nimi związana ma długą, już ponad 100-letnią historię, której początki sięgają przełomu XIX i XX w. [66, 261], ale ze względu na istotny wpływ *wnz* na niezawodność pracy urządzeń elektrycznych (i elektroenergetycznych), jest ona wciąż aktualna.

Zakres prac badawczych prowadzonych na świecie, w obszarze tematyki wyladowań niezupełnych, dotyczy w szczególności:

- rozpoznania i badania czynników oraz warunków wpływających na powstawanie i rozwój wyladowań niezupełnych w ich źródłach, w tym również metodami analizy numerycznej, opartej o symulacje polowe lub obwodowe [218];
- opracowania i rozwoju elektrycznych i nieelektrycznych metod detekcji wnz, stosowanych w warunkach laboratoryjnych i przemysłowych oraz sposobów ich przetwarzania, dla poprawy stosunku *sygnał/szum* i selekcji parametrów uznawanych za diagnostycznie istotne [17, 18, 66, 122, 124, 290];
- wielowymiarowej i wieloaspektowej analizy wyników pomiarów wnz dla potrzeb diagnozowania i oceny stanu technicznego układów izolacyjnych urządzeń elektrycznych, w tym również z zastosowaniem zaawansowanych metod eksploracji i interpretacji danych (rozpoznawanie obrazów, klasteryzacja, analiza wzorców, sieci neuronowe, logika rozmyta, itp.) [66, 73].

Podstawowym **celem pracy**, wpisującej się swym zakresem w pierwszy z wymienionych obszarów badań, było opracowanie i wdrożenie do celów badawczych zaawansowanego numerycznego modelu polowego, umożliwiającego wszechstronną analizę warunków powstawania i rozwoju wyladowań niezupełnych w inkluzjach gazowych zlokalizowanych w dielektrykach stałych. Model taki ma służyć jako narzędzie dla wspomagania analiz i interpretacji zjawisk zachodzących w defektach izolacji, w szczególności wpływu wybranych czynników i procesów fizykalnych na parametry impulsów wnz oraz ich sekwencji czasowych, obserwowanych pomiarowo na zewnątrz obiektu (na jego doprowadzeniach prądowych). Dodatkowym warunkiem było uzyskanie możliwości gromadzenia otrzymanych w wyniku symulacji zbiorów impulsów wnz w postaci obrazów fazowo-rozdzielczych ϕ - q - n , stanowiących jedną z podstawowych form akwizycji impulsów wnz we współczesnych systemach do pomiaru i rejestracji wyladowań niezupełnych. Spełnienie tego celu było istotne ze względu na uzyskanie możliwości prowadzenia analiz porównawczych, przydatnych dla interpretacji danych pomiarowych wnz w aspekcie poprawnego rozpoznawania i opisu cech procesów fizykalnych, związanych z ich powstawaniem w wewnętrznych inkluzjach gazowych.

1.2 Tezy rozprawy

Biorąc pod uwagę przedstawiony cel pracy oraz wynikające z niego zadania badawcze, sformułowano następującą tezę rozprawy:

Złożone modele polowe układów izolacyjnych z lokalnymi defektami pozwalają na odwzorowanie zjawisk i procesów fizykalnych zachodzących w inkluzjach gazowych, stanowiących źródła wyladowań niezupełnych w dielektrykach stałych. Wykonane przy ich zastosowaniu symulacje numeryczne powstawania i rozwoju wnz mogą wspomagać interpretację wyników pomiaru wnz na modelach i obiektach fizycznych oraz zrozumienie przyczyn i efektów zjawisk fizycznych, zachodzących w ich źródłach.

1.3 Zakres pracy

Zakres niniejszej pracy obejmuje problematykę analizy warunków powstawania i rozwoju wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych w układach izolacyjnych z dielektrykami stałymi. Metodyka realizacji badań, zmierzających do osiągnięcia założonego celu oraz potwierdzenia postawionych tez obejmowała: 1) przeprowadzenie studiów literaturowych, dla określenia aktualnego stanu wiedzy w zakresie tematu pracy; 2) przygotowanie narzędzia dla wykonania numerycznych symulacji polowych, umożliwiającego analizę pól elektrycznych w układach izolacyjnych AC oraz DC, z uwzględnieniem wpływu pola temperatury na rozkład pola E (analiza pól sprzężonych); 3) analizę powstawania wnz w modelach inkluzji gazowych, w układach izolacyjnych o różnej charakterystyce (o jednorodnym i niejednorodnym polu E), w tym dokonanie numerycznego oszacowania rozmiarów krytycznych inkluzji gazowych w modelach kabli HVDC; 4) opracowanie i implementację programową procedury gromadzenia impulsów wnz z symulowanych sekwencji czasowych w macierzy $\phi-q$, pozwalające na uzyskiwanie obrazów fazowo-rozdzielczych wnz ; 5) przygotowanie fizycznych próbek modelowych inkluzji gazowych o zdefiniowanej geometrii w dielektryku stałym, wykonanie serii pomiarów laboratoryjnych dla uzyskania obrazów fazowo-rozdzielczych wnz oraz przeprowadzenie analizy porównawczej z wynikami symulacji numerycznych dla modeli o takiej samej geometrii i parametrach materiałowych; 6) analizę i dyskusję wyników, które pozwoliły na sformułowanie wniosków końcowych.

Uwzględniając powyższe, w rozdziałach od 2 do 4 zawarto, bazując na źródłach literaturowych, syntetyczny opis problematyki związanej bezpośrednio z tematem i zakresem rozprawy. W rozdziale 2 scharakteryzowano materiały stosowane w układach elektroizolacyjnych oraz sklasyfikowano procesy starzeniowe w nich zachodzące, w tym zjawisko powstawania wyładowań niezupełnych. Przedstawiono również typowe rodzaje defektów, występujących w układach izolacyjnych różnych urządzeń elektroenergetycznych, które to defekty w określonych warunkach stają się źródłami wyładowań niezupełnych. Rozdział 3 zawiera opis zjawisk i procesów fizycznych, które warunkują powstawanie wyładowań niezupełnych. W rozdziale tym, zdefiniowano również i opisano warunki i kryteria dla inicjacji i gaśnięcia wyładowań oraz mechanizmy, które powodują, że pojawienie się elektronów inicjujących wyładowanie ma charakter stochastyczny. Przedstawiono również czynniki, które wpływają na wartość natężenia pola elektrycznego w inkluzji gazowej, w dielektryku stałym, związane z obecnością ładunku powierzchniowego. W rozdziale 4 dokonano przeglądu stosowanych metod modelowania wyładowań niezupełnych w defektach układów izolacyjnych oraz opisano pięć różnych modeli, stosowanych w analizach powstawania wnz . Rozdział zakończono opisem różnic w sposobie modelowania wnz przy napięciu AC i DC.

Część badawcza pracy jest przedstawiona w rozdziałach od 5 do 7. W rozdziale 5 zaprezentowano i przedyskutowano wyniki symulacji numerycznych rozkładu natężenia pola E w wybranych modelowych układach izolacyjnych, z wewnętrznymi wtrącinami gazowymi, o zdefiniowanej geometrii. Symulacje przeprowadzono za pomocą programu COMSOL Multiphysics, wersja 6.0. Analizowano defekty o różnym kształcie, rozmiarze i położeniu,

umieszczone w izolacji stałej o jednorodnym (układ elektrod płaskich) oraz niejednorodnym (izolacja kabla elektroenergetycznego) rozkładzie natężenia pola elektrycznego. Zbadano także wpływ wartości napięcia probierczego oraz stałej dielektrycznej materiału izolacyjnego. Dokonano ponadto analizy warunków polowych dla powstawania *wnz* w inkluzjach gazowych, w próbkach materiałów poddawanych testom wytrzymałości elektrycznej, wykonywanych przy zastosowaniu układów elektrod zdefiniowanych w normach IEC oraz ASTM. Rozdział 6 opisuje tę część badań, w której porównano wyniki symulacji numerycznych z wynikami badań laboratoryjnych, wykonanych na modelach inkluzji gazowych o znanej geometrii i parametrach materiałów tworzących próbkę. Przedstawiono w nim procedurę przygotowania modeli symulacyjnych przy wspólnym, sprzężonym zastosowaniu programów COMSOL i Matlab oraz opracowano algorytm symulacji *wnz* w dziedzinie czasu, pozwalający na uzyskanie obrazów fazowo-rozdzielczych wyładowań. Wyznaczono wybrane parametry zmierzonych i symulowanych zbiorów impulsów *wnz* i dokonano ich porównania oraz analizy. Efektem były ważne wnioski dotyczące wpływu wielkości powierzchni inkluzji gazowej na przebieg procesów powstawania wyładowań niezupełnych oraz liczbę i parametry rejestrowanych impulsów *wnz*. W rozdziale 7 opisano sposób i rezultaty modelowania sferycznych inkluzji gazowych w modelach kabli napięcia stałego *HVDC* z izolacją *XLPE*. Specyfika izolacji *DC* wymagała uwzględnienia wpływu temperatury i natężenia pola elektrycznego na przewodność materiału izolacyjnego. Dla analizy pól sprzężonych przygotowano i przeprowadzono sprzężoną symulację elektro-termiczną, zaimplementowaną w programie COMSOL Multiphysics. W efekcie, wyznaczono przebiegi czasowe impulsów *wnz*, powstających w defektach gazowych izolacji kabli *HVDC*, obserwując zmiany ich parametrów, spowodowane zmianami temperatury żyły kabla. Model zastosowano do określenia warunków powstawania *wnz* w defektach kabli *HVDC* na napięcie od 150 kV do 500 kV. Dla każdego z analizowanych kabli oszacowano także rozmiary krytyczne inkluzji gazowych, tj. rozmiar, którego przekroczenie powoduje, że wtrącina może stać się źródłem wyładowań niezupełnych.

Podsumowanie całości przeprowadzonych badań i wnioski z nich wynikające są zamieszczone w rozdziale 8. W tym rozdziale przedstawiono również propozycje dalszych prac, które pozwolą rozwinąć i poszerzyć dokonane już analizy.

Całość pracy związana z przygotowaniem rozprawy była prowadzona w Katedrze Elektrotechniki i Elektroenergetyki na Wydziale EAIiB AGH w Krakowie. W szczególności wszystkie prace eksperymentalne zostały wykonane na stanowiskach badawczych Laboratorium Wysokich Napięć, będącego częścią struktury organizacyjnej tej Katedry.

Źródła wyładowań niezupełnych w układach elektroizolacyjnych

2.1 Materiały dla układów izolacyjnych wysokiego napięcia

Postępujący w okresie dziesięcioleci intensywny, ogólnoświatowy wzrost zapotrzebowania na energię elektryczną i wynikająca z niego potrzeba stosowania coraz większych mocy przesyłowych, wymuszają podwyższanie wartości napięć znamionowych linii i urządzeń wytwarzających, przetwarzających oraz przesyłających i rozdzielających energię elektryczną. Zwiększanie wartości tych napięć oraz stosowanie nie tylko napięć przemiennych AC, ale również napięć stałych DC, umożliwia przesył na duże odległości i efektywny rozdział energii elektrycznej z mniejszymi jej stratami [97, 103, 116, 144, 251, 287]. Równocześnie, wzrost napięć znamionowych urządzeń i sieci elektroenergetycznych pociąga za sobą konieczność stałego rozwoju stosowanych w praktyce *układów izolacyjnych* [60, 70, 151, 267].

Bezawaryjna praca urządzeń oraz linii elektroenergetycznych oraz długi czas ich niezawodnej eksploatacji zależą w dużym stopniu od poprawnej pracy ich układów izolacyjnych. Podstawowym zadaniem każdego z nich jest zapewnienie nieprzerwanego działania wszystkich instalacji i urządzeń w określonych warunkach eksploatacyjnych. Głównym celem badań i prac rozwojowych związanych z *fizyką dielektryków*, *techniką wysokich napięć* i *technologią układów izolacyjnych* jest tworzenie coraz bardziej niezawodnych ich konstrukcji, pozwalających na pracę urządzeń elektroenergetycznych przy coraz wyższych napięciach znamionowych [70, 153, 154]. W tym kontekście, zauważalny jest istotny rozwój *inżynierii materiałów dielektrycznych*, zmierzający w kierunku poprawy właściwości materiałów już stosowanych oraz opracowanie i wdrożenie nowych materiałów izolacyjnych, w tym opartych o technologie nanodielektryków [151, 250, 267]. Oczekiwanym efektem tych działań jest uzyskanie akceptowalnie wysokiej *wytrzymałości elektrycznej* materiałów przy jednoczesnym podwyższeniu ich odporności na *wewnętrzne i powierzchniowe procesy degradacyjne*.

W elektroenergetyce stosowanych jest wiele różnych materiałów oraz konstrukcji układów izolacyjnych. Jako ich składniki stosowane są naturalne i syntetyczne materiały dielektryczne, we wszystkich trzech stanach skupienia: gazowym, ciekłym oraz stałym.

W gazowych układach izolacyjnych jako materiały izolacyjne stosuje się powietrze oraz inne gazy i mieszaniny gazowe. Od kilkudziesięciu lat często stosowanym gazem elektroizolacyjnym jest sześćiofluorek siarki SF₆ [37], jednak ze względu na jego negatywne oddziaływanie środowiskowe (bardzo duży potencjał tworzenia efektu cieplarnianego GWP) w najbliższych latach planowane jest sukcesywne, znaczące ograniczanie, a następnie zupełna eliminacja jego stosowania w elektroenergetyce [246, 282]. Gaz stosowany w układzie izolacyjnym może znajdować się pod ciśnieniem atmosferycznym (np. powietrze wokół linii i urządzeń rozdzielni napowietrznych), pod podwyższonym ciśnieniem (np. SF₆ w wyłącznikach WN/NN lub rozdzielnicach osłoniętych GIS, (ang. *Gas Insulated Switchgear*) albo pod ciśnieniem odpowiadającym próżni (w wyłączniku próżniowym rzędu 10⁻⁶ Pa ÷ 10⁻⁵ Pa [45]).

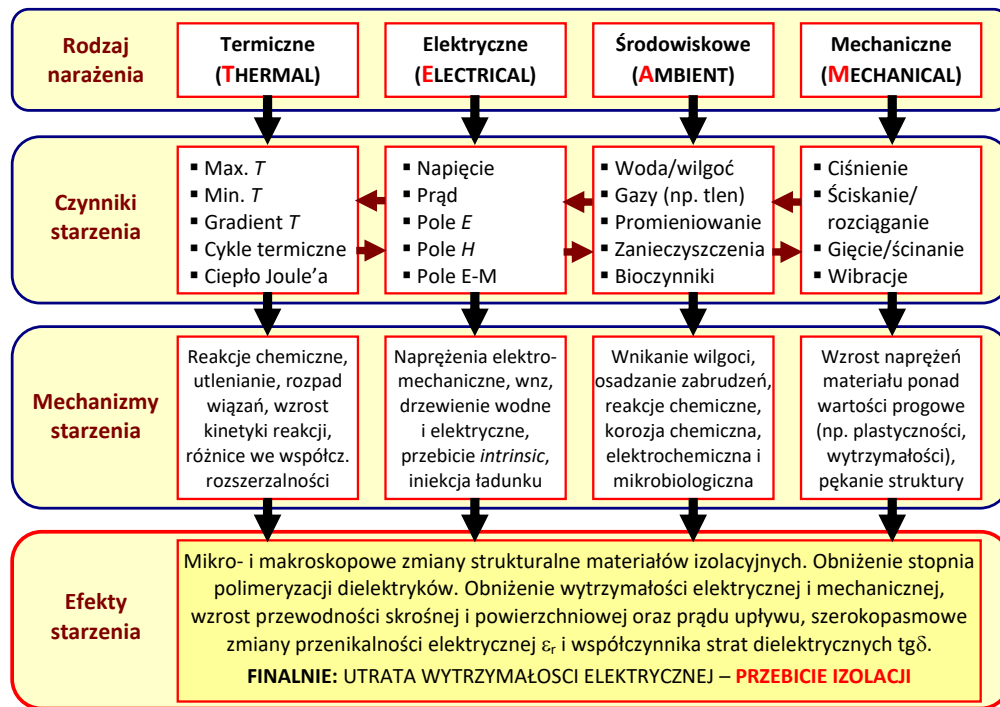
Jako ciekłe materiały izolacyjne stosuje się różnego rodzaju oleje elektroizolacyjne, mineralne lub syntetyczne (np. silikonowe) oraz, coraz częściej, biodegradowalne, wytwarzane na bazie estrów pochodzenia roślinnego lub syntetycznych [140, 174, 217, 247, 258]. Oprócz zapewnienia odpowiedniej wytrzymałości elektrycznej spełniają one w urządzeniach elektroenergetycznych również rolę czynników chłodzących. W układach izolacyjnych urządzeń, materiałem izolacyjnym może być czysty olej (np. wyłączniki olejowe) albo materiał stały nasycony olejem (np. izolacja papierowo-olejowa przekładników i transformatorów energetycznych).

Ważną grupę materiałów elektroizolacyjnych stanowią dielektryki stałe, które znajdują zastosowanie w każdej grupie urządzeń elektrycznych i elektroenergetycznych. Wśród nich wymienić można dielektryki pochodzenia naturalnego, np. celulozę, mikę, szkło i materiały ceramiczne [14, 31, 68, 153, 179, 240] oraz różnego rodzaju materiały syntetyczne: termoutwardzalne lub termoplastyczne, plastomerowe lub elastomerowe [114, 153, 179, 267]. W tej grupie materiałów znajdują się m.in.: żywice epoksydowe, polichlorek winylu PVC, polipropylen PP, polietylen PE i polietylen sieciowany XLPE, poliuretany PU, guma etylenowo-propylenowa EPR lub etylenowo-propylenowo-dienowa EPDM, teflon, różnego rodzaju silikonu oraz materiały kompozytowe [267, 287].

2.2 Procesy starzeniowe i degradacja układów izolacyjnych

Materiały dielektryczne stałe, stosowane w układach izolacyjnych urządzeń elektrycznych, w szczególności wysokonapięciowych, ulegają *starzeniu*, które charakteryzuje się stopniowo postępującymi zmianami degradacyjnymi ich struktury wewnętrznej i powierzchniowej [53]. Zmiany te mogą być efektem działania różnych *narażeń eksploatacyjnych* (Rys. 2.1), występujących podczas normalnej pracy urządzeń (warunki znamionowe) oraz podczas stanów zakłóceń (przeciążenia, przegrzania, zwarcia, przepięcia, naprężenia mechanicznego, itp.). Narażenia różnego rodzaju mogą oddziaływać samodzielnie lub zespołowo, tworząc wspólnie

zespół narażeń wieloczynnikowych o działaniu synergicznym, często określanych skrótem TEAM [46, 62, 123]. Skutkiem procesów starzeniowych, zachodzących w strukturach materiałów są niekorzystne zmiany ich parametrów fizykochemicznych, w tym dielektrycznych, czego skutkiem jest m.in. obniżanie się *wytrzymałości elektrycznej* materiału. Wpływa to istotnie na *czas życia* układu izolacyjnego, w którym jest on zastosowany.



Rys. 2.1 Efekty działania czynników i procesów degradacyjnych wpływających na stan i parametry układów izolacyjnych (na podstawie [289])

Wśród różnych rodzajów procesów starzeniowych można wyróżnić dwie ich podstawowe grupy: *intrinsic* (wewnętrzne) i *extrinsic* (zewnętrzne) [46, 48, 53]. Pierwsza obejmuje procesy powodujące nieodwracalne, destrukcyjne zmiany strukturalne w dużych objętościach materiału izolacyjnego, objętych działaniem określonego czynnika starzeniowego, np. temperatury lub pola elektrycznego. Implikują one stopniowe obniżanie wytrzymałości elektrycznej, aż do wartości natężenia roboczego, co oznacza koniec *czasu życia izolacji* (Rys. 2.2).

Tempo starzenia cieplnego jest zależne od temperatury. Im jest ona wyższa, tym starzenie, uzależnione od kinetyki procesów chemicznych, zachodzących w strukturze materiału, jest szybsze. Dla tego rodzaju starzenia czas życia izolacji jest zwykle szacowany według modelu zaproponowanego przez Dakina, który wynika z równania Arrheniusa, opisującego zależność szybkości reakcji chemicznych od temperatury [36, 49, 173, 183, 199, 278]:

$$L(T) = A_L \cdot \left(\frac{B_L}{T} \right) \quad (2.1)$$

gdzie:

- L – szacowany czas życia izolacji, s lub rok;
- T – temperatura w skali bezwzględnej, K;
- A_L – stała, charakterystyczna dla danego materiału, s lub rok;

- B_L – wykładnik funkcji eksponencjalnej, określony dla danego materiału, K; $B_L = \Delta W/k_B$, przy czym ΔW odpowiada energii aktywacji procesu degradacyjnego, zaś k_B to stała Boltzmanna ($k_B = 1.38 \cdot 10^{-23}$ J/K).

Na podstawie badań eksperymentalnych przyjmuje się, że dla materiałów dielektrycznych organicznych, stosowanych w układach izolacyjnych urządzeń elektrycznych, pracujących w typowych zakresach temperatur, ciepłe procesy starzeniowe powodują skrócenie czasu życia izolacji o połowę przy wzroście temperatury o 7°C do 10°C [46, 173, 278].

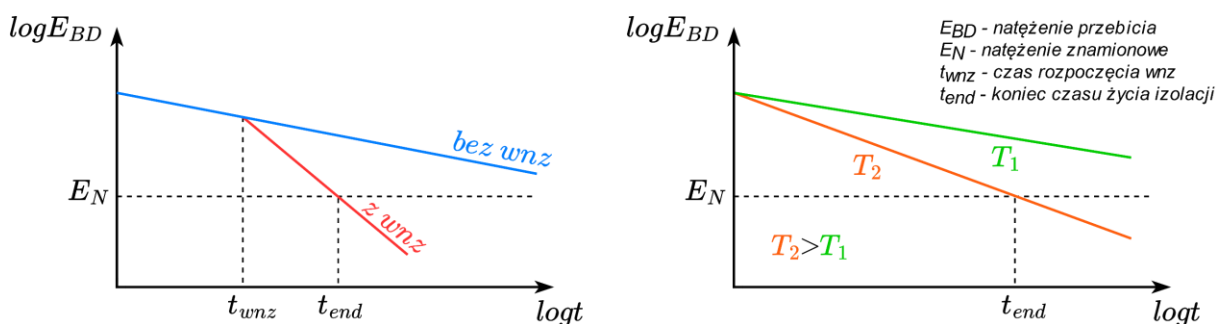
Obserwowany w praktyce, negatywny wpływ pola elektrycznego na *czas życia* izolacji elektrycznej, związany z zachodzącymi w strukturze materiału procesami typu *intrinsic*, jest opisywany przy zastosowaniu różnych modeli matematycznych [35, 36, 111, 167, 183, 185, 197, 198, 201, 254]. Jednym z często stosowanych jest model uwzględniający wpływ wartości natężenia pola elektrycznego na tempo starzenia izolacji, bazujący na empirycznym *prawie odwrotności potęgi* [36, 183]:

$$L(E) = m \cdot E^{-n} \quad (2.2)$$

gdzie:

- L – szacowany czas życia izolacji, s lub rok;
 E – natężenie pola elektrycznego, V/m;
 m, n – stałe, charakterystyczne dla danego materiału.

Druga grupa mechanizmów starzeniowych, *extrinsic*, jest związana z oddziaływaniem czynników starzeniowych na obecne w objętości lub na powierzchniach granicznych dielektryka stałego różnego rodzaju defekty strukturalne, inkluzje/wtrąciny gazowe lub zanieczyszczenia [46]. Są one powodem lokalnego wzrostu naprężeń polowych lub obniżenia wytrzymałości elektrycznej, co w efekcie powoduje aktywację lub przyspieszenie lokalnych procesów degradacyjnych. Z tego względu procesy *extrinsic* prowadzą do wyraźnego skrócenia czasu życia izolacji, będąc realnie główną przyczyną obniżenia lub utraty właściwości izolacyjnych. Ich obecność w istotny sposób modyfikuje modelowe krzywe czasu życia, wynikające ze starzenia typu *intrinsic*, np. poprzez inicjację *wyladowań niezupełnych* (Rys. 2.2).



Rys. 2.2 Wpływ temperatury, pola elektrycznego oraz procesów *extrinsic* (związanych np. z defektami, w których występują *wnz*) na czas życia układu izolacyjnego (na podst. [199, 200, 201])

2.3 Defekty układów izolacyjnych jako źródła wyładowań niezupełnych

Wyładowania niezupełne wnz (ang. *Partial Discharges*, PD) należą do grupy niepożądanych, zjawisk fizykalnych, występujących w układach izolacyjnych urządzeń elektrycznych.

Wyładowanie niezupełne jest wyładowaniem lokalnym, przyległym do elektrody lub nie, które występuje jedynie w części objętości lub na części powierzchni układu izolacyjnego i nie powoduje bezpośrednio utraty przez ten układ wytrzymałości elektrycznej. Długotrwałe działanie tych wyładowań może, poprzez mikro- i makroskopowe zmiany struktury materiału izolacyjnego, prowadzić do wystąpienia wyładowania zupełnego i trwałej utraty właściwości izolacyjnych [66, 235].

Pojawienie się wnz w układzie izolacyjnym jest zawsze związane z obecnością w nim lokalnego pola elektrycznego o natężeniu przekraczającym wartość krytyczną E_{kr} . W poprawnie zaprojektowanym i wykonanym układzie fakt taki nie powinien mieć miejsca. Zarejestrowanie impulsów wnz jest więc świadectwem obecności w izolacji defektów istotnie modyfikujących zakładany, projektowy rozkład natężenia pola elektrycznego E i potwierdzeniem aktywności procesu starzeniowego typu *extrinsic*, skracającego *czas życia* izolacji.

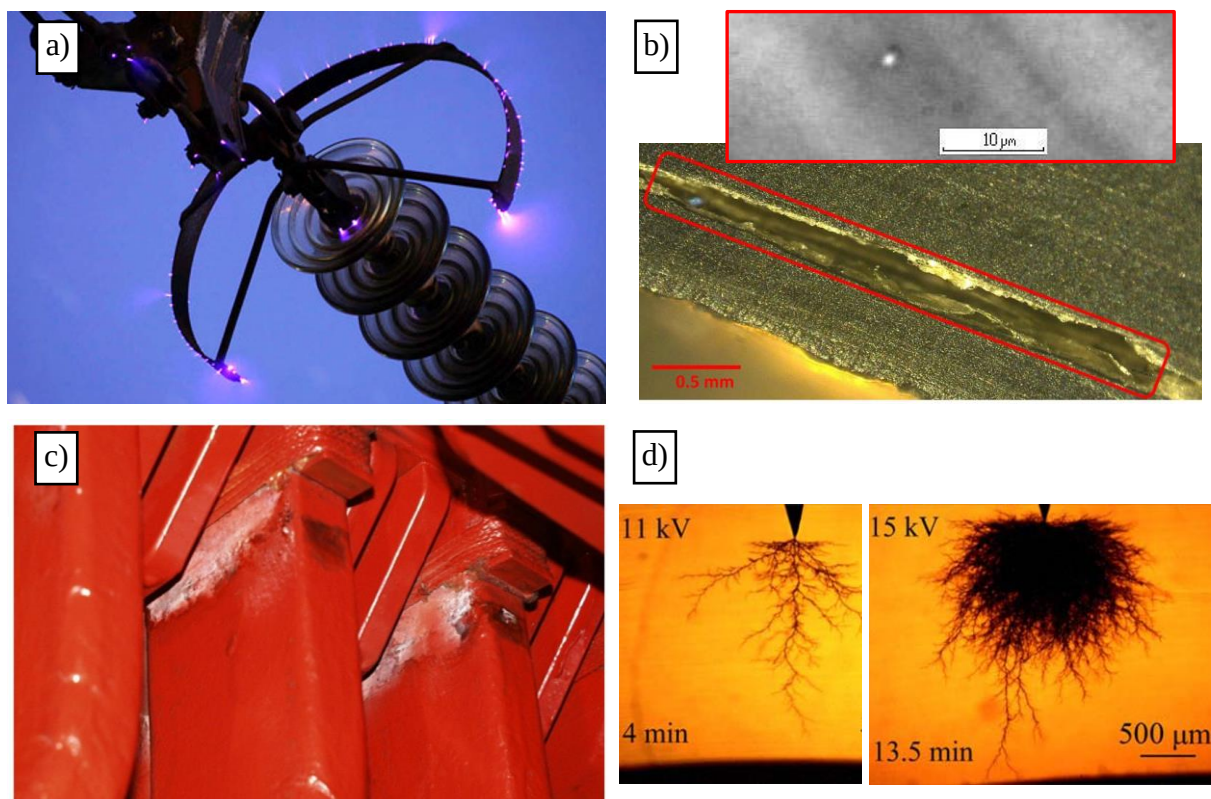
Wyróżnia się kilka podstawowych form wyładowań niezupełnych [222]. Są one w głównej mierze zależne od konstrukcji układu izolacyjnego, kształtu i wzajemnego położenia elektrod, właściwości dielektrycznych zastosowanych materiałów izolacyjnych oraz rodzaju źródła wyładowań niezupełnych, którym jest zazwyczaj jeden z rodzajów defektów, zlokalizowany w układzie izolacyjnym. Wpływ na powstawanie i rozwój wnz mają również biegunowość, przebieg czasowy (kształt), częstotliwość oraz wartość napięcia doprowadzonego do elektrod [293]. Na rysunku 2.3 przedstawiono przykładowe źródła związane z powstawaniem podstawowych form wyładowań niezupełnych.

Do podstawowych form wyładowań niezupełnych można zaliczyć (Rys. 2.3) [154]:

- *Wyładowania ulotowe* – powstające w gazowych układach izolacyjnych, na elektrodach o dużej krzywiznie, na których dochodzi do przekroczenia krytycznej wartości natężenia pola elektrycznego [62]. Są one charakterystyczne dla urządzeń i linii napowietrznych wysokich i najwyższych napięć, choć mogą również powstawać w urządzeniach pracujących na niższym napięciu. Ich oddziaływanie energetyczne powoduje zmiany struktury powierzchni materiałów, więc mogą być czynnikiem inicjującym lub intensyfikującym procesy starzeniowe. Dotyczy to w szczególności materiałów polimerowych [234, 270].
- *Wyładowania wewnętrzne* – powstające w defektach izolacji, mających postać zamkniętych inkluzji (wtrącin, pustek) gazowych, zlokalizowanych w izolacji stałej lub ciekłej. Mogą to być na przykład niewielkie sferyczne lub elipsoidalne mikroinkluzje gazowe w syntetycznej izolacji wytłaczanej kabli [178] albo rozległe, płaskie rozwarstwienia, charakterystyczne dla uszkodzeń termoutwardzalnej kompozytowej izolacji warstwowej maszyn elektrycznych wirujących (izolacja typu II [1, 54]). Efektem działania wnz jest wówczas rozwój lub akceleracja

procesów starzeniowych, prowadzących do przemian struktury materiału izolacyjnego, a w konsekwencji nawet do jego przebicia.

- *Wyładowania powierzchniowe* – powstające na powierzchni materiału izolacyjnego, w obecności składowej stycznej, a często również i normalnej, natężenia pola elektrycznego. Występują one najczęściej na obszarach przyległych do punktu potrójnego *metal-gaz-dielektryk* [62, 226]. Ta forma wyładowań niezupełnych może się pojawić np. na izolacji lub na pokryciach półprzewodzących izolacji prętów uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych wirujących (generatory i silniki), na izolatorach liniowych lub przepustowych [260].
- *Drzewienie elektryczne* – czyli charakterystyczną formę wyładowań wewnętrznych, powstających w izolacji stałej, w której z powodu obecności defektu, np. mikroostrza na jednej z elektrod, dochodzi do silnego, lokalnego wzrostu natężenia pola elektrycznego. Rozwijające się wówczas w strukturze materiału dielektrycznego kanały wyładowań przyjmują postać wielogałęziowego drzewka, którego zakres i obszar stopniowo poszerzają się, osiągając ostatecznie przeciwną elektrodę, co prowadzi do przebicia izolacji.



Rys. 2.3 Przykładowe źródła, w których występują podstawowe formy wyładowań niezupełnych:

- a) wyładowania ulotowe na krawędziach osprzętu izolatora odciągowego na linii przesyłowej [113];
- b) źródła wnz w izolacji – mikroinkluzja gazowa w izolacji *XLPE* kabla [178] (wyżej) oraz rozległe delaminacje izolacji warstwowej pręta uzwojenia maszyny elektrycznej wirującej [1] (niżej);
- c) ślady powierzchniowych wyładowań niezupełnych na pokryciu półprzewodzącym części czołowej prętów uzwojenia stojana generatora 13,8 kV [44];
- d) drzewienie elektryczne w izolacji kablowej *XLPE*, drzewka typu *branch tree* (po lewej) oraz *bush tree* (po prawej) [34].

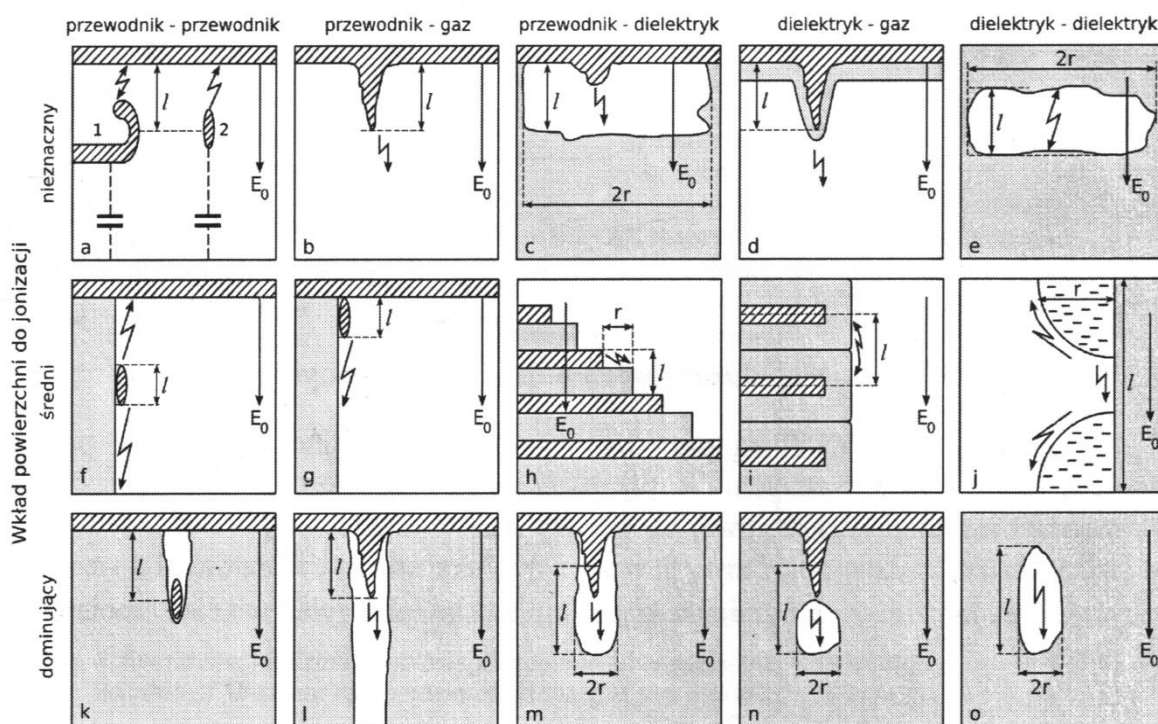
Defekty, będące źródłami wnz, mogą powstawać na etapach produkcji, magazynowania, transportu, montażu/installowania lub też podczas użytkowania urządzenia. Krytyczne defekty produkcyjne lub montażowe mogą być wykryte już podczas prób odbiorczych, ale wiele źródeł wnz ujawnia swoją obecność dopiero podczas eksploatacji. Może to nastąpić po działaniu pewnego narażenia zewnętrznego, np. dużego lub zmiennego obciążenia [248], bądź przepięcia [46]. Jego efektem będzie przyspieszenie tempa rozwoju procesów starzeniowych.

Najczęstszymi defektami układów izolacyjnych są [62, 126, 127, 211]:

- wewnętrzne inkluzje gazowe, przyległe do elektrody lub nie, a także położone przy (nie)metalicznej cząstce stałej, zawartej w materiale izolacyjnym;
- mikrostrza i mikrowtrąciny o dużej krzywiźnie, przyległe do elektrody lub nie;
- cząstki i obszary o strukturze odmiennej od struktury materiału bazowego izolacji, np. obszary amorficzne w strukturze polimeru sieciowanego albo obszary o odmiennej (wyraźnie większej lub mniejszej) gęstości;
- powierzchnie graniczne (np. przewodnik/dielektryk).

Należy zaznaczyć, że defekty różnego rodzaju mogą występować w układzie izolacyjnym nie tylko niezależnie od siebie, ale również łącznie.

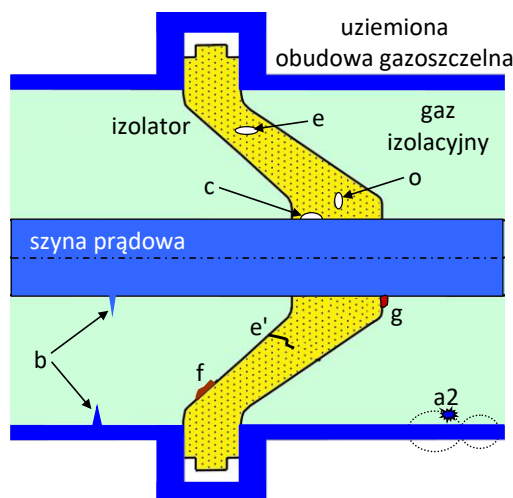
Na rysunku 2.4 przedstawiono przykłady modelowych defektów układów izolacyjnych, które mogą być źródłami wyładowań niezupełnych, sklasyfikowane w postaci *macierzy defektów*, zaproponowanej przez Niemeyera [211]. Ta systematyka defektów jest oparta na dwóch kryteriach, związanych z cechami powierzchni granicznych, ograniczających obszar powstawania wyładowań niezupełnych, prostopadłe i równoległe do kierunku natężenia pola elektrycznego E .



Rys. 2.4 Macierz klasyfikacji defektów stanowiących źródła wyładowań niezupełnych w układach izolacyjnych (opis szczegółowy w tekście) [211]

Pierwsze kryterium klasyfikacji defektów (kolumny macierzy na Rys. 2.4) bierze pod uwagę rodzaj materiałów, pomiędzy którymi rozwijają się wyładowania. Pozwala ono wyróżnić następujące ich podstawowe konfiguracje: przewodnik–przewodnik, przewodnik–gaz, przewodnik–dielektryk, dielektryk–gaz, dielektryk–dielektryk. Drugim kryterium klasyfikacji defektów jest udział powierzchni dielektryka, równoległej do kierunku wektora natężenia pola elektrycznego E , w zachodzących w układzie procesach jonizacyjnych. Kryterium to porządkuje wiersze opisywanej macierzy defektów. Pierwszy wiersz przedstawia defekty, w których wyładowanie rozwija się głównie w gazie, bez wpływu lub z pomijalnie małym wpływem powierzchni bocznych. W opozycji do tej sytuacji znajdują się defekty modelowe przedstawione w trzecim wierszu, w których wyładowania rozwijają się głównie po powierzchni dielektryka, usytuowanej zgodnie z kierunkiem wektora natężenia pola. W defektach prezentowanych w drugim wierszu macierzy, wkład powierzchni bocznej ma średni wpływ na powstawanie wyładowania, tj. ma ona znaczenie dla jego rozwoju, ale nie jest ono dominujące.

Defekty oznaczone na rysunku 2.4 jako a, b, c, e, f, g oraz o mogą występować, na przykład, w różnych miejscach złożonej konstrukcji rozdzielnic GIS lub gazoszczelnych przewodów szynowych GIL (ang. *Gas Insulated Line*). W urządzeniach tych, poza gazem elektroizacyjnym (SF_6 , SF_6+N_2 lub inne gazy albo mieszaniny gazowe) kompletny układ izolacyjny tworzą również izolatory przepustowe interfejsu *gaz-powietrze* oraz izolatory odstępnikowe (wsporcze i grodziowe) [89, 90]. Na Rys. 2.5 przedstawiono wybrane rodzaje defektów, które mogą występować w takich układach, zachowując oznaczenia zastosowane dla opisu macierzy defektów z rysunku 2.4. Przykładowo, w układach izolacyjnych typu GIS/GIL niewielkie fragmenty materiału przewodzącego o dużej krzywiznie, przytwierdzone do elektrody (będącego pod napięciem toru prądowego lub uziemionej zewnętrznej osłony metalowej) albo mające postać drobin metalicznych, przemieszczających się swobodnie w gazie, mogą być źródłem wyładowań niezupełnych. W bezpośrednim otoczeniu mikroostrzy występują bowiem zwykle silne lokalne natężenia pola elektrycznego, które skutkują powstawaniem wyładowań niezupełnych typu ulotowego [62, 71].



Rys. 2.5 Potencjalne defekty, źródła wyładowań niezupełnych w układzie izolacyjnym rozdzielni GIS lub linii GIL [71, 211] (oznaczenia defektów wg macierzy defektów z Rys. 2.4)

W układach izolacyjnych z dielektrykami stałymi, takich jak: izolacja kabli elektroenergetycznych, izolacja maszyn elektrycznych wirujących, izolacja przekładników i transformatorów suchych, najczęstszymi defektami są defekty oznaczone jako c , e , i oraz wszystkie defekty z dolnego wiersza macierzy defektów z rysunku 2.4 (defekty k , l , m , n , o). Są to głównie różnego rodzaju inkluzje gazowe w dielektryku stałym oraz defekty stanowiące połączenie mikrostrzy przewodzących lub nieprzewodzących z inkluzjami gazowymi zawartymi wewnątrz dielektryka. Należy zauważyć, że inkluzje (wtrąciny/pustki) gazowe są jednym z najczęściej spotykanych rodzajów defektów występujących w wysokonapięciowych układach izolacyjnych. Defekty tego typu są charakterystyczne w szczególności dla układów izolacyjnych nasycanych próżniowo syciwami ciekłymi, polimerowej izolacji termoplastycznej i termoutwardzalnej oraz dla materiałów ceramicznych [62]. Inkluzje gazowe mogą powstawać przede wszystkim podczas produkcji urządzenia lub aparatu elektroenergetycznego. Defekty tego typu mogą być zlokalizowane w różnych miejscach układu izolacyjnego. Przykładowo, inkluzje gazowe mogą występować wewnątrz materiału izolacyjnego, mogą przylegać do powierzchni przewodnika (elektrody uziemionej lub na potencjale) lub znajdować się pomiędzy powierzchniami granicznymi (np. pomiędzy materiałem izolacyjnym, a ekranem półprzewodzącym w izolacji kabli elektroenergetycznych). Skutkiem działania pola elektrycznego, czynników cieplnych lub innych zewnętrznych (np. mechanicznych), inkluzje gazowe mogą ulegać powiększeniu lub połączeniu, tworząc w efekcie niepożądane, większe defekty o różnych kształtach i wymiarach.

Ze względu na wymagania niezawodnościowe, dąży się do opracowania i wdrożenia w praktyce produkcyjnej coraz bardziej doskonałych procesów technologicznych, służących wytwarzaniu układów elektroizolacyjnych. Liczne badania weryfikujące jakość i jednorodność struktury tych układów pokazują jednak, że dotychczas nie jest możliwe całkowite wyeliminowanie powstawania w nich inkluzji gazowych [62]. Przykładowo, szczegółowym, specjalizowanym badaniom laboratoryjnym poddawano efekty jakościowe wytwarzania wytłaczanej izolacji polimerowej *XLPE* kabli elektroenergetycznych. Wyniki prac prowadzonych w Japonii w połowie lat '70 ubiegłego wieku ujawniły, że szacunkowa liczba inkluzji (wypełnionych gazem lub wodą [209]) o rozmiarach od $1\text{ }\mu\text{m}$ do $5\text{ }\mu\text{m}$ w izolacji kablowej *XLPE* po procesie produkcyjnym wynosiła ok. 10^6 inkluzji/ mm^3 , a przekraczających swym rozmiarem $5\text{ }\mu\text{m}$ była rzędu 10^2 do 10^3 inkluzji/ mm^3 [143]. Istotne ograniczenie rozmiaru mikroinkluzji gazowych oraz ich liczby w polietylenie *XLPE* było związane z przejściem z technologii „mokrego” sieciowania polietylenu (z zastosowaniem pary wodnej) do technologii „suchego” sieciowania (z zastosowaniem gorącego azotu lub radiacyjnego). Pod koniec lat '80 raportowano, że przejście z technologii „mokrej” na „suchą” zmniejszyło średnicę poprodukcyjnych inkluzji w izolacji kablowej *XLPE* z ok. $30\text{ }\mu\text{m}$ do ok. $5\text{ }\mu\text{m}$. Równocześnie całkowita liczba inkluzji zmniejszyła się z ok. 10^5 inkluzji/ mm^3 do ok. 10 inkluzji/ mm^3 , co było znaczącym osiągnięciem technologicznym [86]. W innych badaniach, wykrywane były również większe inkluzje, zlokalizowane w izolacji *XLPE*, o rozmiarach nie przekraczających $50\text{ }\mu\text{m}$, ale ich liczba była ok. 3 rzędy wielkości mniejsza i wynosiła zaledwie kilka inkluzji na cm^3 [237]. Należy przy tym zaznaczyć, że procesy technologiczne o najwyższych parametrach jakościowych, a więc

pozwalające na uzyskanie znacząco podwyższonych roboczych naprężeń polowych w izolacji, a co za tym idzie wyższych napięć i mocy przesyłowych, są stosowane do wytwarzania kabli najwyższych napięć, przy czym w ostatnich dziesięcioleciach istotnie rośnie rola kabli napięcia stałego HVDC [81, 86, 87, 127, 237, 286].

Innymi, podstawowymi rodzajami defektów poprodukcyjnych, które mogą występować w izolacji kabli elektroenergetycznych są [46, 100]:

- rozwarstwienia/delaminacje (ang. *delaminations*) w izolacji lub na jej interfejsach z ekranami półprzewodzącym (na żyłę lub na izolacji);
- cząstki zanieczyszczeń przewodzących, półprzewodzących lub dielektrycznych (ang. *contaminations*) w izolacji;
- występy/„zadziory” (ang. *protrusions*) na ekranach półprzewodzących.

Niekiedy zdarza się, że defekty izolacji kabla powstają podczas jego instalacji/układania. Przykładowo, może to być efektem zastosowania zbyt małego promienia gięcia, co skutkuje wystąpieniem krytycznych naprężeń mechanicznych, tzn. takich, które powodują powstanie uszkodzeń wewnętrznej struktury kabla (np. pęknięć izolacji kabla lub rozwarstwień na granicach warstw technologicznych *izolacja-ekran*) [77].

W kablach już zainstalowanych powstanie nowych defektów, innych niż te, które wynikają z procesu ich produkcji lub układania, jest zawsze związane z działaniem określonego czynnika fizykalnego lub fizykochemicznego. Głównymi przyczynami powstawania defektów izolacji kabli są [46, 47, 48, 77, 109, 126, 248, 275]:

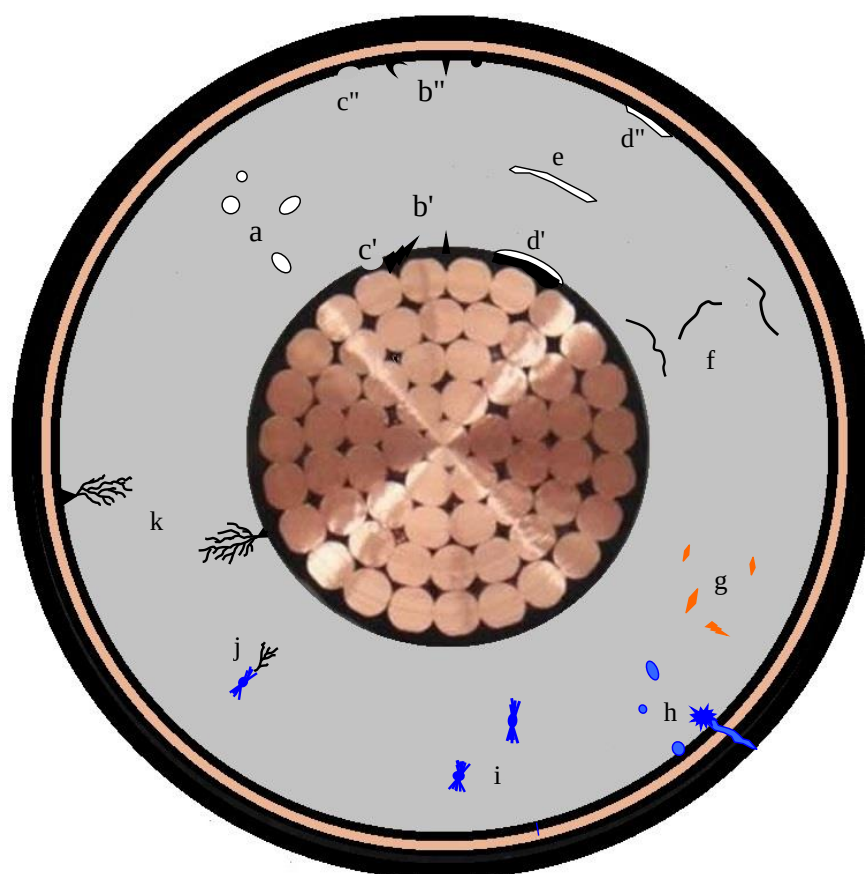
- statyczne i dynamiczne naprężenia mechaniczne (albo elektro- lub termomechaniczne);
- polowe naprężenia elektryczne, robocze oraz zakłóceniewe;
- przeciążenia i zwarcia, powodujące naprężenia cieplne i przegrzania izolacji;
- zawilgocenia i penetracja wody z zewnątrz, przez uszkodzenia osłony przeciwwilgociowej kabla.

W przypadku kabli z izolacją papierową przesycaną syciwem nieściekającym, parametrami krytycznymi dla ewentualnego powstawania pustek gazowych wewnątrz struktury warstwowej izolacji kabla są temperatura i ciśnienie wewnętrzne, które mogą występować podczas produkcyjnych procesów technologicznych oraz wskutek dużego, zmiennego obciążenia podczas ich eksploatacji. Powodują one inicjowanie procesów kawitacji w strukturze warstwowej izolacji kabla. W efekcie prowadzi to do pojawienia się aktywnych pustek gazowych, zmieniających swą objętość w czasie cykli termicznych, silnie zależnych od wartości i profilu czasowego prądów obciążenia [248].

Uwzględniając przedstawiony w podrozdziale 2.2 podział procesów starzeniowych na procesy *intrinsic* i *extrinsic*, podstawowym czynnikiem przyspieszającym degradację izolacji polietylenowej kabli jest oddziaływanie wyladowań niezupełnych na jej strukturę wewnętrzną. Będące ich skutkiem zmiany fizykochemiczne, zachodzące w XLPE, wpływają niekorzystnie na jego wytrzymałość elektryczną. Czynnikiem inicjującym powstawanie wyladowań niezupełnych, które są główną przyczyną degradacji izolacji polietylenowej są [205]:

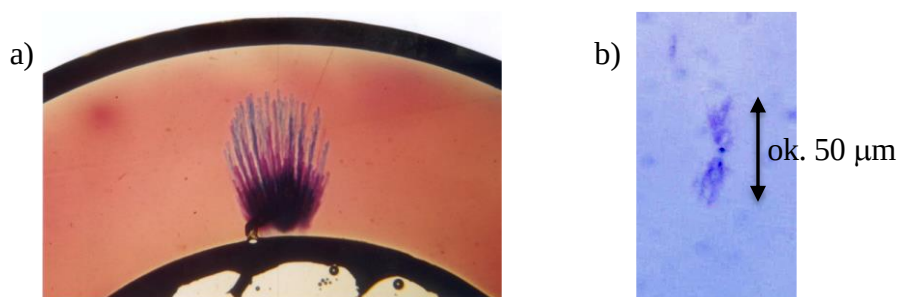
- wyładowania w mikrowtrącinach gazowych;
- drzewienie wodne spowodowane obecnością elektrolitu w izolacji, przy natężeniu pola elektrycznego mniejszym od 10^7 V/m, drzewka wodne, zwykle zamknięte, niewentylowane (ang. *unvented water tree*);
- drzewienie elektryczne inicjowane w obszarach o dużym natężeniu pola elektrycznego większym od 10^7 V/m.

Każde wyładowanie niezupełne w inkluzji gazowej jest powodowane lokalnym wzrostem natężenia pola elektrycznego E oraz obecnością swobodnych elektronów [15]. Przyczyną rozwoju procesu degradacji izolacji są energetyczne oddziaływania lawin elektro-nowych oraz ładunku przestrzennego w dielektryku stałym. Lokalne niszczenie struktury dielektryka otaczającego zamkniętą, skupioną inkluzję gazową może być powodem rozpoczęcia procesu drzewienia elektrycznego, które zmienia nieco formę wyładowania, klasyfikowaną wg Rys. 2.4. Na rysunku 2.6 przedstawiono różne rodzaje defektów w strukturze izolacji kabla, które mogą być źródłami wyładowań niezupełnych.



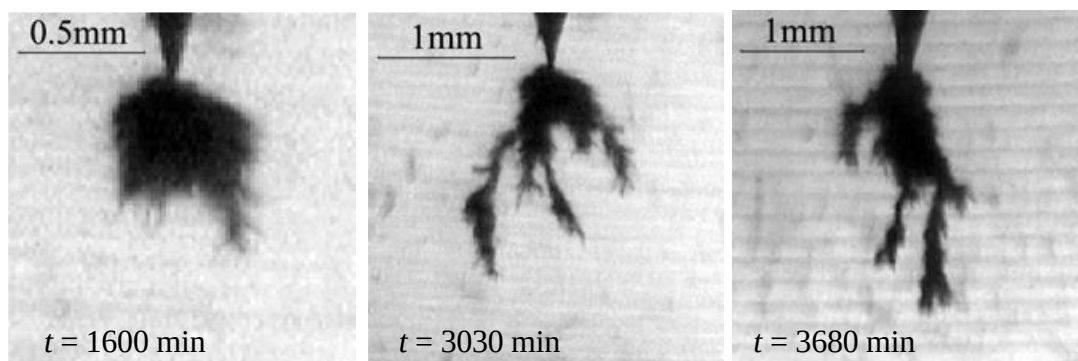
Rys. 2.6 Przykłady defektów występujących w kablach elektroenergetycznych (na podstawie [7, 99, 100, 205, 262]: a) zamknięte inkluzje gazowe w izolacji; b'/b'') występy/ostrza, będące uszkodzeniami powierzchni ekranu półprzewodzącego na żyłce/izolacji; c'/c'') ubytki materiału ekranu półprzewodzącego na żyłce/izolacji; d'/d'') rozwarstwienie/delaminacja pomiędzy izolacją a ekranem na żyłce/izolacji; e) rozwarstwienie izolacji (kabel o izolacji papierowej przesyconej syciwem nieściekającym); f) pęknięcia izolacji (kabel o syntetycznej izolacji wytłaczanej); g) zanieczyszczenia metaliczne lub dielektryczne; h) inkluzje wodne i drzewka wodne wentylowane; i) drzewka wodne typu "muszka"; j) rozwój drzewka elektrycznego z drzewka wodnego; k) drzewka elektryczne.

Drzewienie wodne w polietylenie jest specyficznym procesem degradacji izolacji rozwijającym się w kablach pracujących w środowisku o wysokiej wilgotności, w obecności pola elektrycznego (i z reguły zgodnie z jego kierunkiem). Synergia wilgoci penetrującej z zewnątrz w strukturę kabla, pola elektrycznego i zmian temperatury w izolacji prowadzi wówczas do absorpcji, a następnie kondensacji wody rozpuszczonej w izolacji polimerowej, w której wewnętrzne struktury drzewiaste są wypełniane ciekłą wodą [126, 127]. Przykłady dwóch podstawowych rodzajów drzewienia wodnego w izolacji kablowej *XLPE* przedstawiono na rysunku 2.7. Podczas rozwoju drzewek wodnych nie obserwuje się występowania wyladowań niezupełnych, ale ich obecność w strukturze polietylenu może być powodem do zainicjowania bardziej niebezpiecznego dla izolacji drzewienia elektrycznego [21, 126, 127]. Między innymi z tego powodu konstrukcja i wykonanie kabla elektroenergetycznego powinny zapewnić pełną i skuteczną ochronę przeciwwilgociową jego układu izolacji elektrycznej.



Rys. 2.7 Przykłady wewnętrznej degradacji izolacji *XLPE* mającej charakter drzewienia wodnego: a) wentylowane drzewko wodne (ang. *vented water tree*) zainicjowane od defektu ekranu półprzewodzącego na żyłę kabla [38]; b) drzewko wodne typu „muszka” (ang. *bow-tie tree*) rozwijające się od lokalnego mikrodefektu izolacji *XLPE* kabla [109].

Nie tylko drzewka wodne, ale również inkluzje wypełnione wodą, a przede wszystkim inkluzje gazowe, cząstki stałe w izolacji i ostre występy na ekranach półprzewodzących kabli mogą być przyczyną inicjacji procesu drzewienia elektrycznego. Drzewienie elektryczne występuje w tych obszarach izolacji stałej, w których następuje znaczące lokalne zwiększenie wartości natężenia pola elektrycznego. Przykład stopniowego rozwoju struktury drzewka elektrycznego w izolacji *XLPE* kabla 220 kV, związany z występowaniem degradujących i erodujących izolację wyladowań niezupełnych, przedstawiono na rysunku 2.8.

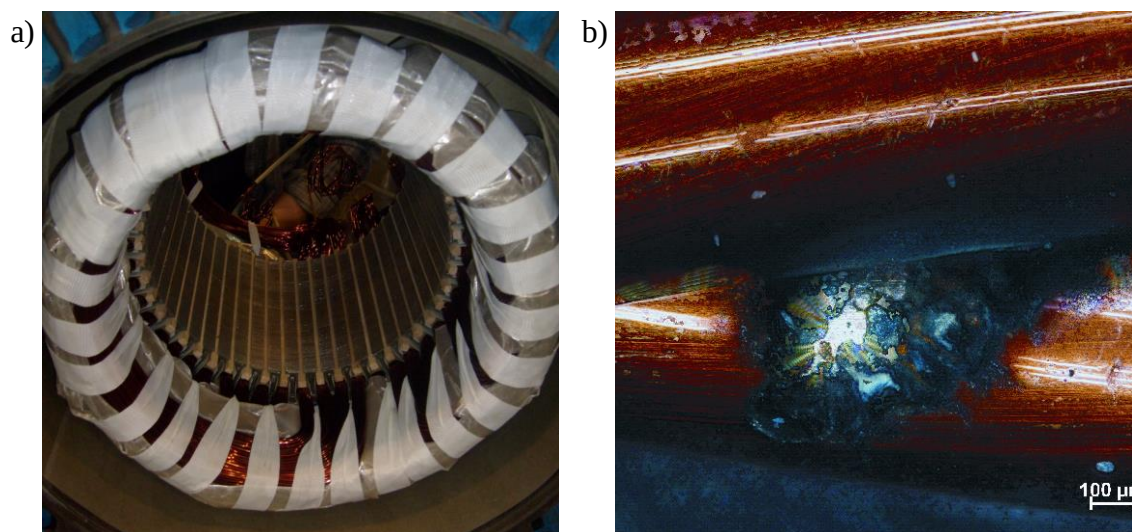


Rys. 2.8 Rozwój struktury drzewka elektrycznego w izolacji *XLPE* kabla 220 kV [283].

Układy izolacyjne uzwojeń stojanów maszyn elektrycznych wirujących są zależne od konstrukcji uzwojenia. W praktyce stosowane są dwa ich rodzaje [119, 120, 260]:

1. **Izolacja typu I**, w uzwojeniach wsypywanych, o przypadkowym wzajemnym położeniu drutów uzwojenia w żłobku stojana maszyny (ang. *random wound*), stosowana w maszynach wirujących niskiego napięcia ($< 1\text{kV}$) (Rys. 2.9a) ;
2. **Izolacja typu II**, w uzwojeniach wkładanych (ang. *form wound*), wykonanych z prętów lub cewek o przekroju prostokątnym, izolowanych warstwowymi, termoutwardzalnymi układami izolacyjnymi (Rys. 2.10a).

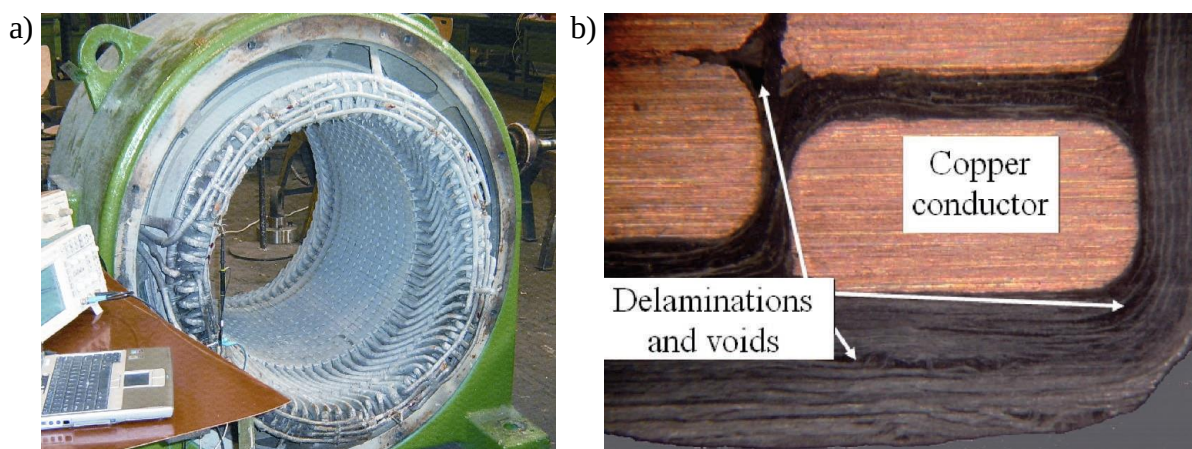
Izolacja obecnie stosowanych, emaliowanych drutów nawojowych silników indukcyjnych niskiego napięcia, to najczęściej jedno lub dwuwarstwowa izolacja poliestrowo-imidowa lub poliamidowo-imidowa typu CR, o podwyższonej odporności na powierzchniowe wyładowania niezupełne (ang. *corona resistant*) [64, 215]. W silnikach niskiego napięcia (zwykle dla $U_n \geq 600\text{ V}$) zasilanych inwerterowo, możliwe jest powstawanie przepięć, przy których w mikroodstępach pomiędzy drutami nawojowymi oraz na ich powierzchniach w bezpośrednim sąsiedztwie styku sąsiadujących ze sobą drutów może dochodzić do powstawania wnz degradujących emalię izolacyjną (Rys. 2.9b) [64]. Odpowiada to defektom o konfiguracji *i* oraz (częściowo) *d*, określonym w macierzy defektów Niemeyera (Rys. 2.4).



Rys. 2.9 Stojan silnika indukcyjnego niskiego napięcia z uzwojeniem o izolacji IEC typu I (a) oraz efekt działania wyładowań niezupełnych, rozwijających się w obszarze pomiędzy drutami nawojowymi, na pokrywającą je emalię polimerową (b) [64].

Układy elektroizolacyjne maszyn wirujących na napięcia powyżej 1 kV są wytwarzane zazwyczaj jako układy warstwowe, zawierające folię/papier mikowy lub aramidowy impregnowane organicznymi żywicami termoutwardzalnymi. Defektami, najczęściej spotykanymi w takich układach, są defekty typu *e*, *h* oraz *i* z macierzy defektów Niemeyera (Rys. 2.4). Odpowiadają one źródłom wyładowań niezupełnych powstających w izolacji uzwojeń, zezwojów lub zwojów transformatorów, przekładników lub maszyn elektrycznych wirujących. W układach izolacyjnych typu II defekty o charakterze pustek gazowych przyjmują często charakterystyczny, płaski kształt, w którym długość i szerokość defektu są wielokrotnie większe

od jego grubości. Wynika on z efektu delaminacji struktury układu izolacyjnego, czyli powstawania wewnętrznych rozwarstwień o stosunkowo dużej powierzchni. Przyczyny tego zjawiska mogą być różne. Dzieje się tak między innymi dlatego, że podczas procesu produkcji, w fazie stygnięcia i utwardzania materiału, może do dochodzić do skurczu termicznego warstw materiału izolacyjnego, a w konsekwencji do powstania rozległych płaskich inkluzji gazowych [62]. Do delaminacji może dochodzić również podczas pracy maszyn wirujących, gdy przegrzanie i siły elektrodynamiczne działające na pręty uzwojenia są na tyle duże, by powstałe naprężenia wewnętrzne spowodowały rozdzielenie sąsiednich warstw izolacji w części płaszczyzny ich styku [260]. Na rysunku 2.10b przedstawiono przekrój pręta hydrogeneratora, w którego układzie izolacyjnym obecne są zarówno inkluzje gazowe o stosunkowo niewielkich rozmiarach, jak i relatywnie rozległe powierzchniowo rozwarstwienia.



Rys. 2.10 Widok poddawanego badaniom stojana silnika indukcyjnego na napięcie 6 kV z uzwojeniem wkładanym o izolacji IEC typu II (a) [64] oraz przykładowe defekty (delaminacje i inkluzje gazowe) izolacji warstwowej uzwojenia hydrogeneratora po 37 latach eksploatacji (b) [23].

Defektami materiałów ceramicznych, stosowanych do wytwarzania izolatorów różnych typów (liniowe, wsporcze, przepustowe), są mikropęknięcia, wtrąciny materiałowe i gazowe (pęcherze), porowatość oraz nieciągłości struktury (np. rozwarstwienia) [240, 241]. Wady te powstają podczas produkcji, w szczególności podczas tworzenia masy, formowania oraz wypalania izolatorów. Wewnętrzne wtrącenia ciał obcych, mikropęknięcia i inkluzje gazowe mogą być źródłami wyladowań niezupełnych w tego typu materiałach [62]. Specyficzny defekt typu *j* z matrycy defektów Niemeyera (Rys. 2.4) reprezentuje układ izolacyjny narażony na działanie warunków atmosferycznych, w którym wyladowania niezupełne występują pomiędzy kroplami wody na powierzchni dielektrycznej, np. na izolatorze liniowym, w linii napowietrznej.

Wielość rozwiązań konstrukcyjnych układów izolacyjnych, stosowanych materiałów dielektrycznych oraz możliwych konfiguracji i geometrii defektów sprawia, że analiza powstawania wyladowań niezupełnych w każdym z przedstawionych przypadków, i w innych, wymaga zastosowania indywidualnego podejścia z uwzględnieniem specyficznych cech i parametrów fizykochemicznych oraz występujących zjawisk i procesów fizykalnych.

Fizykalne aspekty powstawania i rozwoju wyładowań niezupełnych w dielektrykach

3.1 Formy wyładowań niezupełnych

Wyładowania niezupełne mogą mieć różną formę fizykalną oraz wynikający z niej przebieg czasowy prądu, co jest związane z cechami i parametrami procesów fizycznych ich inicjacji i rozwoju. Wpływ na formę wyładowań mają m.in. [16, 211]:

- rodzaj napięcia (stałe DC, przemienne AC lub impulsowe);
- rodzaj i ciśnienie gazu, w którym one występują;
- konfiguracja i geometria źródła wyładowań (w szczególności wymiar determinujący długość drogi wyładowania);
- materiały, które tworzą źródło wyładowania (w szczególności ich rodzaj oraz wartości przewodności powierzchniowych i skrośnych).

Zgodnie z wnioskami, wynikającymi z licznych badań eksperymentalnych, opisanych w literaturze, wyładowania niezupełne mogą mieć różne formy [15, 211, 214, 268], np.:

- formę szybko lub wolno narastających wyładowań impulsowych typu iskrowego (ang. *spark-type pulses*);
- bezimpulsową formę jarzeniową (ang. *pulseless glows*) lub formę wyładowań pseudo-jarzeniowych (ang. *pseudo-glow discharge*);
- formę wyładowań ulotowych (ang. *corona discharges*);
- formę łuków częściowych (ang. *partial arcs*).

Wyładowania niezupełne powstające w niewielkich rozmiarowo defektach izolacji, zlokalizowanych w objętości dielektryka mają zawsze charakter impulsowy i są klasyfikowane jako [15, 211]:

- wyładowania impulsowe typu *Townsenda* (wolno narastające);
- wyładowania impulsowe typu *strimerowego* (szybko narastające).

Tego rodzaju wyładowania powstają zwykle w mikropęknięciach, wąskich szczelinach, rozwarstwieniach lub inkluzjach gazowych o różnych kształtach (najczęściej sferycznych lub eliptycznych), zlokalizowanych w dielektryku lub na jego interfejsie z metalową elektrodą. Grubości (odstępów gazowe/powietrzne) albo średnice (wymiary) tego rodzaju defektów są zazwyczaj mniejsze lub wielokrotnie mniejsze niż 1 mm. We współczesnych układach izolacyjnych, bezpośrednio po ich wyprodukowaniu, mogą zawierać się w zakresie wymiarów mikrometrycznych, rzędu od $10^0 \mu\text{m}$ do $10^2 \mu\text{m}$ (patrz Rozdział 2). W takich defektach, wyładowania niepełne mają formę ekstremalnie krótkich impulsów prądowych, o czasach narastania krótszych niż 1 ns i o szerokościach rozmycia na połowie wartości szczytowej wynoszących do kilku nanosekund [66]. Ze względu na szybkość procesu w fazie rozwojowej, wyładowania takie są przez większość badaczy określane jako wyładowania typu strimerowego, choć używanie tego określenia wzbudza również pewne kontrowersje w środowisku naukowym [15, 19, 159, 160, 161, 162].

W kolejnych podrozdziałach przedstawione są i dyskutowane różne aspekty teorii fizycznych i metod modelowania procesów inicjowania i rozwoju wyładowań niepełnych. Opis poszczególnych zagadnień jest ograniczony do zakresu problemowego niniejszej pracy.

3.2 Natężenie inicjacji wyładowań niepełnych

Zgodnie z teorią powstawania i rozwoju wyładowań strimerowych, jednym z podstawowych warunków, niezbędnym do powstania wewnętrznych wyładowań niepełnych, jest przekroczenie *natężenia inicjacji wyładowań* (nazywanego również *natężeniem zapłonu wyładowań* lub *natężeniem inepcji wyładowań*), we wnętrzu wtrąciny gazowej. Natężenie inicjacji wyładowań niepełnych E_{inc} definiowane jest jako minimalne natężenie pola elektrycznego E wewnątrz inkluzji gazowej, którego przekroczenie, umożliwia powstawanie wyładowań [41, 62, 211]. Wynikającą z prawa Paschena wartość E_{inc} opisuje zależność [41, 62, 211, 227]:

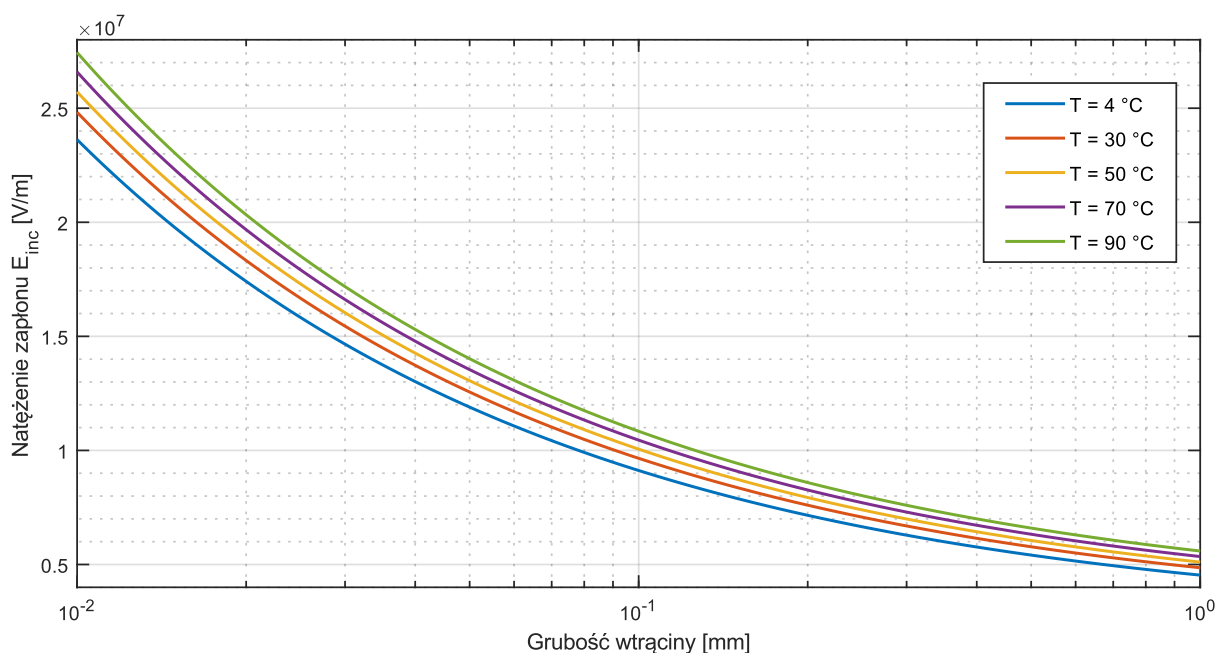
$$E_{inc} = \left(\frac{E}{p}\right)_{kr} \cdot p \left[1 + \frac{B}{(pd)^n}\right] \quad (3.1)$$

gdzie:

- | | | |
|--------------|---|--|
| E_{inc} | – | natężenie inicjacji wyładowań, V/m; |
| $(E/p)_{kr}$ | – | określony dla ciśnienia 1000 hPa, krytyczny stosunek natężenia pola elektrycznego do ciśnienia, V/(m·Pa); |
| p | – | ciśnienie gazu w inkluzji zamkniętej w dielektryku, Pa; |
| d | – | średnica gazowej inkluzji sferycznej lub grubość wtrąciny gazowej równoległa do linii pola elektrycznego, m; |
| B, n | – | współczynniki charakteryzujące proces jonizacji. |

Wartość natężenia zapłonu wyładowań zależy od parametrów opisujących procesy jonizacji gazu zamkniętego we wtrącinie, ciśnienia występującego w jej wnętrzu oraz od wymiarów geometrycznych wtrąciny. Dla inkluzji gazowych zawierających powietrze parametry wyrażenia (3.1) wynoszą [62, 98]: $(E/p)_{kr} = 25.2 \text{ V}/(\text{m}\cdot\text{Pa})$, $n = 0.5$, $B = 8.6 \text{ Pa}^{1/2}$.

Rysunek 3.1 przedstawia zależność natężenia inicjacji wyładowań niezupełnych E_{inc} od grubości wtrąciny powietrznej, dla różnych temperatur gazu (od 4°C do 90°C), wyznaczoną analitycznie (wzór 3.1). Wraz ze zmniejszeniem się rozmiaru wtrąciny gazowej w dielektryku, wzrasta natężenie pola elektrycznego E_{inc} wymagane do zapoczątkowania wyładowań. Przykładowo, gdy rozmiar wtrąciny zmniejsza się z 1.0 mm do 10 μm (tj. 100 razy), wówczas natężenie zapłonu wyładowań wzrasta około 5-krotnie (od około 5 kV/mm do 25 kV/mm). Wartość temperatury również ma wpływ na natężenie zapłonu. Ze względu na właściwości gazów, dla niewentylowanej wtrąciny gazowej o stałej objętości ($p/T = \text{const.}$), wzrost temperatury powoduje proporcjonalny wzrost ciśnienia gazu zamkniętego wewnątrz inkluzji, co w konsekwencji powoduje wzrost natężenia zapłonu wyładowań. Oba opisane zjawiska (wpływ wielkości inkluzji oraz temperatury gazu na E_{inc}) mają kluczowe znaczenie dla analizy warunków powstawania impulsów wznz w defektach izolacji urządzeń elektroenergetycznych.



Rys. 3.1 Natężenie zapłonu wyładowań niezupełnych w funkcji grubości wewnętrznej inkluzji powietrznej, dla różnych wartości temperatury od 4°C do 90°C; $(E/p)_{kr} = 25.2 \text{ V}/(\text{m}\cdot\text{Pa})$, $n = 0.5$, $B = 8.6 \text{ Pa}^{1/2}$, $p = 1013 \text{ hPa}$.

Ze względów praktycznych określa się również *napięcie zapłonu wznz* U_{inc} , jako napięcie pomiędzy górną i dolną powierzchnią wtrąciny, przy którym natężenie pola w jej wnętrzu osiąga wartość natężenia zapłonu, co prowadzi do powstania i rozwoju wyładowań [218]. Wartość napięcia zapłonu może zostać wyznaczona za pomocą metod analitycznych, symulacji komputerowych lub na podstawie danych eksperymentalnych [133, 218].

Na podstawie modelu symulacyjnego, wykorzystującego moduł plazmowy, określono np. minimalne napięcie wewnętrznej inkluzji gazowej, przy którym możliwe jest zapoczątkowanie wyładowania, wynoszące 1.49 kV, co odpowiada natężeniu zapłonu 7.97 kV/mm [27]. Symulacja ta została wykonana dla inkluzji o grubości 0.1 mm. Otrzymany wynik jest nieznacznie mniejszy od wartości otrzymanej analitycznie.

Wartość natężenia inicjacji wyładowań może być również oszacowana na podstawie pomiarów minimalnej wartości napięcia, która zapoczątkowuje wyładowania w badanym układzie, tj. *napięcia początkowego wyładowań* U_0 [135, 203]. Obliczone na jej podstawie wartości E_{inc} , przekraczają te, które są uzyskane metodami analitycznymi lub symulacyjnymi. Różnica może być spowodowana czułością aparatury pomiarowej lub statystyczną zmiennością czasu opóźnienia zapłonu [218].

3.3 Natężenie gaśnięcia

Na podstawie teorii propagacji wyładowań strimerowych, impuls wyładowania jest podtrzymywany, aż do momentu obniżenia natężenia pola elektrycznego wewnątrz wtrąciny poniżej wartości *natężenia gaśnięcia* wzn E_{ext} [211]. Przyjmuje się zwykle, że natężenie gaśnięcia jest w przybliżeniu proporcjonalne do natężenia krytycznego i może być oszacowane na podstawie zależności [62, 98, 218]:

$$E_{ext} = E_{ch} = \chi E_{kr} \quad (3.2)$$

gdzie:

- | | | |
|-----------|---|---|
| E_{ext} | – | natężenie gaśnięcia wyładowań, V/m; |
| E_{ch} | – | natężenie pola w kanale strimerowym, V/m; |
| E_{kr} | – | natężenie krytyczne, V/m; |
| χ | – | współczynnik zależny od rodzaju gazu, rodzaju dielektryka oraz biegunowości napięcia. |

Współczynnik χ przyjmuje różne wartości w zależności od biegunowości napięcia. Dla powietrza przyjmuje się: dla dodatnich półokresów napięcia $\chi^+ = 0.2$, dla ujemnych półokresów napięcia $\chi^- = 0.5$ [62, 98, 218]. Zazwyczaj, na potrzeby symulacji numerycznych przyjmuje się jedną uśrednioną wartość, dla dodatniej i ujemnej biegunowości napięcia.

Zależność (3.2) może mieć ograniczone zastosowanie dla wtrącin gazowych, zamkniętych w dielektrykach polimerowych [26, 27]. Założenie proporcjonalności natężenia gaśnięcia do natężenia krytycznego zostało oparte o obserwacje wyładowań w układach zawierających wtrącinę gazową, umieszczoną pomiędzy elektrodami metalicznymi. W przypadku wyładowań w wewnętrznych inkluzjach gazowych, wtrąciny te znajdują się wewnątrz dielektryka stałego. W takim przypadku gaz jest całkowicie otoczony przez materiał izolacyjny, więc inne są właściwości powierzchni granicznych (ścian inkluzji).

Skutkiem przepływu ładunku podczas wyładowania niezupełnego jest wzrost temperatury i ciśnienia gazu wewnątrz inkluzji. Wartość natężenia gaśnięcia jest proporcjonalna do aktualnego ciśnienia panującego wewnątrz inkluzji i może być oszacowana na podstawie zależności [129]:

$$E_{ext}(p) = E_{ext0} \frac{p}{p_0} \quad (3.3)$$

gdzie:

- $E_{ext}(p)$ – natężenie gaśnięcia, po uwzględnieniu wpływu ciśnienia, V/m;
- E_{ext0} – początkowe natężenie gaśnięcia, wyznaczone dla ciśnienia p_0 , V/m;
- p – ciśnienie wewnątrz wtrąciny gazowej, Pa;
- p_0 – ciśnienie początkowe we wtrącinie gazowej, Pa.

Ponadto, na podstawie badań eksperymentalnych stwierdzono wyraźny wpływ temperatury na amplitudę wyładowań [29]. Wartość amplitudy impulsów wnz zależy od pojemności wtrąciny, która jest w niewielkim stopniu zależna od temperatury oraz od różnicy napięć przed i bezpośrednio po wystąpieniu wyładowania. Na tej podstawie przyjęto, że wartość współczynnika χ , a co za tym idzie natężenia gaśnięcia, jest zależna od zmian temperatury wewnątrz inkluzji [102]. Oddziaływanie temperatury na wartość natężenia gaśnięcia opisuje równanie [102, 218]:

$$\chi(T) = \chi_0 - \frac{T}{T_0} \quad (3.4)$$

gdzie:

- $\chi(T)$ – współczynnik natężenia gaśnięcia wyładowań niezupełnych, po uwzględnieniu wpływu temperatury;
- χ_0 – początkowa wartość współczynnika χ , wyznaczona dla określonej temperatury T_0 ;
- T – temperatura panująca wewnątrz wtrąciny, °C;
- T_0 – temperatura początkowa we wtrącinie, °C;

Wartość natężenia gaśnięcia wnz może być oszacowana na podstawie pomiarów minimalnego ładunku wyładowania. Ładunek pojedynczego wyładowania jest proporcjonalny do różnicy natężenia zapłonu i gaśnięcia $q_{app} \sim (E_{inc} - E_{ext})$ [62, 211]. Ładunek q_{app} przyjmuje wartość minimalną, kiedy wyładowanie następuje w chwili wystąpienia wewnątrz wtrąciny natężenia zapłonu, wyznaczonego metodami analitycznymi. Na tej podstawie, dla analizowanego przez autorów publikacji [135] przypadku, obliczona wartość natężenia gaśnięcia wynosi 1.1 kV/mm, co jest bliskie wartości otrzymanej na podstawie zależności analitycznej (3.2), dla uśrednionej wartości współczynnika $\chi = 0.35$.

Innym podejściem do wyznaczania wartości natężenia gaśnięcia $wz E_{ext}$ jest wykonanie symulacji numerycznych z zastosowaniem modelu plazmowego. Procesy powstawania i rozwoju pojedynczych wyładowań są w nim modelowane za pomocą analizy ruchu swobodnych cząstek naładowanych, w oparciu o symulacyjny moduł plazmy [25]. Za pomocą tej metody, dla przypadku analizowanego przez autorów publikacji [26, 27], oszacowano natężenie gaśnięcia wyładowań na poziomie około 0.1 kV/mm, co jest wartością o jeden rząd wielkości mniejszą niż otrzymana metodami analitycznymi oraz pomiarowymi. Szacowana we wcześniejszych pracach wartość E_{ext} , wynosząca około 1 kV/mm może być poprawna w przypadku spełnienia określonych warunków, między innymi obecności metalicznych elektrod w obszarze występowania wyładowań [26, 27, 218].

3.4 Relokacja ładunku powierzchniowego

Podczas wystąpienia pojedynczego wyładowania niepełnego, ładunek swobodny przepływa pomiędzy górną i dolną powierzchnią wtrąciny gazowej w dielektryku, a następnie osadza się na tych powierzchniach. Ładunki powierzchniowe rozmieszczone są w taki sposób, że wytworzone przez nie natężenie pola elektrycznego E , obniża wypadkowe natężenie pola występującego wewnątrz wtrąciny [62, 129, 211]. Wraz z upływem czasu gęstość ładunku powierzchniowego pozostałego po wystąpieniu wyładowania ulega jednak zmniejszeniu. Wyróżnia się trzy podstawowe mechanizmy zaniku ładunku powierzchniowego [149, 150]:

- relokacja ładunku po powierzchni dielektryka stałego;
- przepływ ładunku przez objętość gazu;
- wychwytywanie ładunku przez jony gazu.

Przepływ ładunku po bocznych powierzchniach dielektryka stałego uważany jest za główną przyczynę redukcji ładunku powierzchniowego [98, 211]. Szybkość relokacji ładunku jest w tym przypadku zależna od przewodności powierzchni materiału izolacyjnego oraz od napięcia pomiędzy górną i dolną powierzchnią wtrąciny [98, 211]:

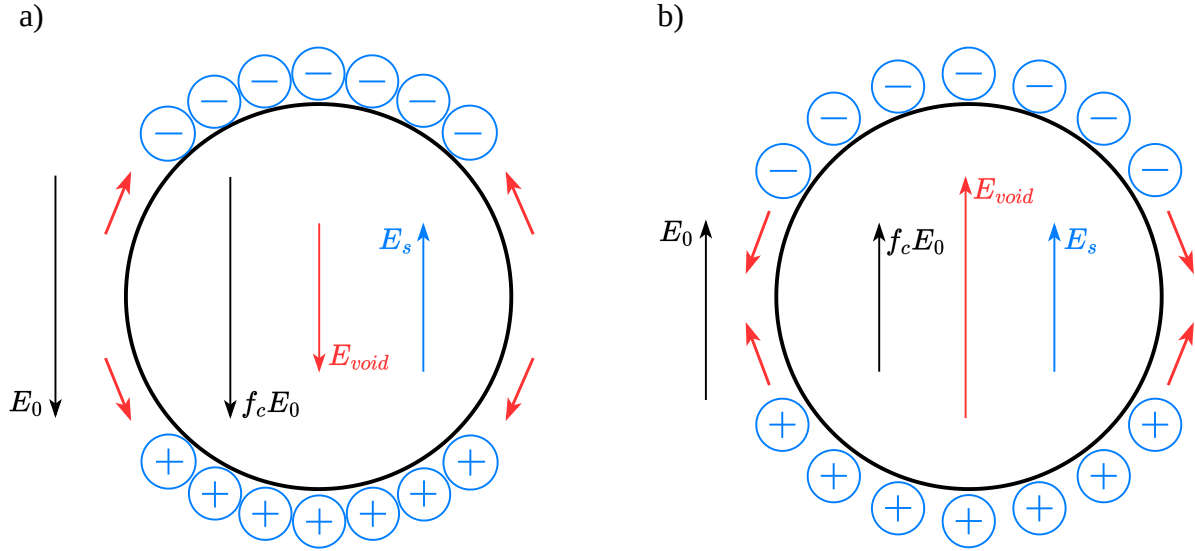
$$\frac{dq_s}{dt} = -\frac{\pi}{2} \sigma_s E d \quad (3.5)$$

gdzie:

- q_s – całkowity ładunek na powierzchni wtrąciny, C;
- σ_s – przewodność elektryczna powierzchniowa dielektryka, S/m;
- Ed – różnica potencjałów pomiędzy górną i dolną powierzchnią wtrąciny gazowej, V.

Ruch ładunków powierzchniowych, pozostałych po wystąpieniu wyładowania jest zależny od polarności przyłożonego napięcia probierczego. Kierunek natężenia pola pochodzącego od ładunku powierzchniowego wytworzonego podczas wyładowania E_s , jest przeciwny do wypadkowego pola we wtrącinie E_{void} . W takiej sytuacji dodatnie i ujemne ładunki

mają tendencję do kumulowania się na powierzchniach wtrąciny, górnej i dolnej. Po odwróceniu polarności napięcia, kiedy natężenie pola pochodzące od ładunku jest zgodne z wypadkowym natężeniem wewnątrz inkluzji, następuje przepływ ładunku po bocznych ściankach dielektryka, co w konsekwencji prowadzi do ich rekombinacji i zaniku [133, 135, 129]. Podany mechanizm został zilustrowany na rysunku 3.2.



Rys. 3.2 Relokacja ładunku po ścianach inkluzji gazowej po wystąpieniu wyładowania: a) grupowanie ładunków na górnej i dolnej powierzchni wtrąciny, gdy E_{void} ma przeciwny zwrot do E_s ; b) przemieszczanie się ładunku po ścianach inkluzji, gdy E_{void} ma zgodny zwrot z E_s ; gdzie: E_0 – natężenie pola w dielektryku, E_s – natężenie pola pochodzące od ładunku, E_{void} – wypadkowe natężenie pola elektrycznego w inkluzji, f_c – współczynnik wzmocnienia natężenia pola (na podstawie [135])

Wyróżnia się dwie podstawowe metody modelowania procesów relokacji ładunków powierzchniowych. Pierwsza polega na odpowiednich zmianach rozkładu ładunku bezpośrednio na skrajnych powierzchniach wtrąciny [135]. Przez dodawanie i odejmowanie kwantów ładunku o określonych wartościach, w odpowiednich momentach czasowych, możliwe jest symulowanie jego zaniku. Druga metoda opiera się na sterowaniu przepływem ładunku po bocznych ściankach inkluzji za pomocą zmiany wartości przewodności powierzchni dielektryka [129, 133]. W chwili zgodności zwrotu wektorów odpowiednich pól, konduktywność powierzchni wtrąciny jest zwiększana w taki sposób, aby zapewnić pożądaną szybkość relokacji ładunku.

Tempo zanikania ładunku na powierzchni inkluzji kulistej, po wystąpieniu wyładowania, może być określony poprzez oszacowanie wartości stałej czasowej zaniku [211]:

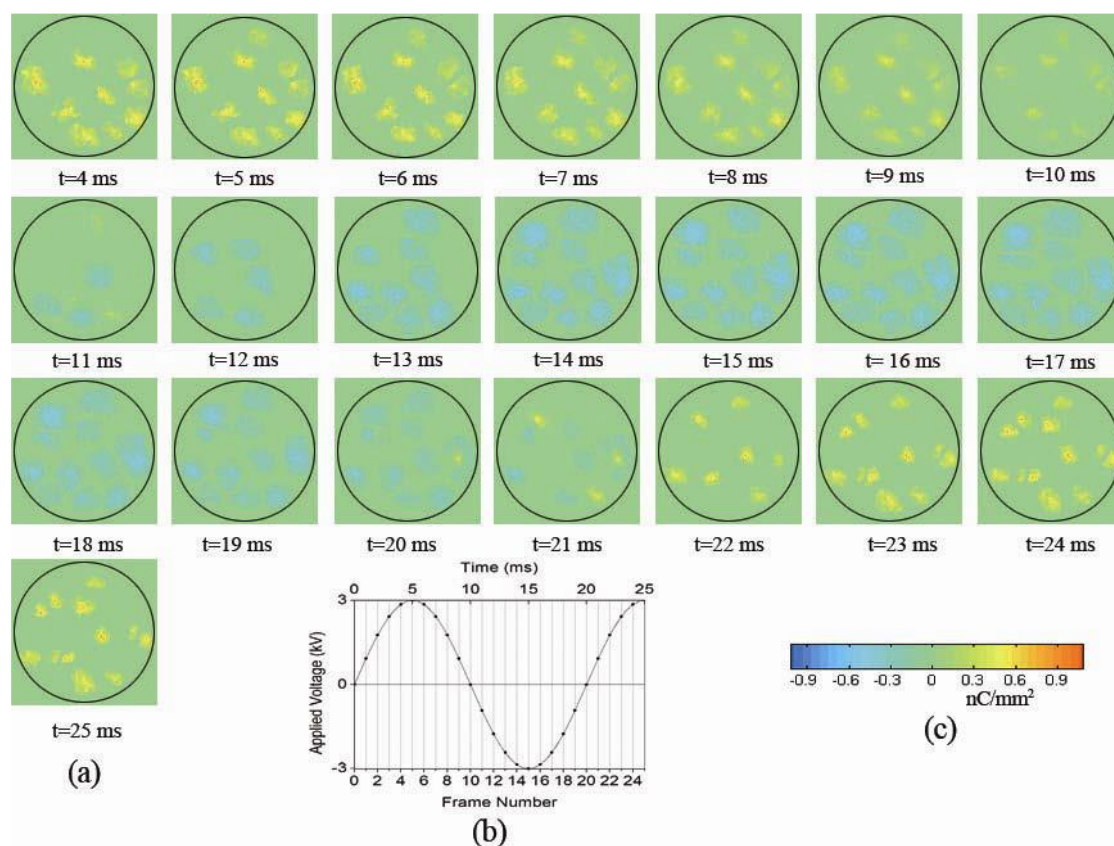
$$\tau_s \approx \frac{\epsilon_0 r}{2\sigma_s} \quad (3.6)$$

gdzie:

- τ_s – stała czasowa zaniku ładunku powierzchniowego, s;
- ϵ_0 – przenikalność elektryczna próżni, $\epsilon_0 \approx 8.85 \cdot 10^{-12}$ F/m;

- r – promień wtrąciny, m;
 σ_s – przewodność powierzchni inkluzji, S/m.

Przedstawiony mechanizm relokacji ładunków powierzchniowych po bocznych ścianach dielektryka dotyczy wtrącin kulistych, o niewielkim wypadkowym promieniu wtrąciny. W przypadku inkluzji spłaszczonych, rozciągniętych prostopadle do kierunku linii pola elektrycznego, przepływ ładunku po ściankach wtrąciny może być utrudniony. Z przeprowadzonych pomiarów oraz z symulacji [225, 281] wynika, że w tak zorientowanych wtrącinach płaskich relokacja ładunku powierzchniowego tylko w niewielkim stopniu zachodzi po dielektrycznych ściankach wtrąciny. Za zanik ładunków swobodnych odpowiada wówczas w głównej mierze przepływ ładunków przez objętość dielektryka oddzielającego inkluzję gazową od elektrod oraz wychwytywanie elektronów przez jony gazu [225, 281]. Dodatkowo, na podstawie analizy zmian rozkładu ładunku na powierzchni wtrąciny modelowej, podczas występowania wyładowań, stwierdzono, że rozkład ten jest silnie niejednorodny i jest obserwowany jako kilka lokalnych obszarów, w których dochodzi do kumulacji ładunków swobodnych [225, 281]. Na rysunku 3.3 przedstawiono zaobserwowaną dynamiczną zmianę rozkładu ładunków powierzchniowych, na powierzchni inkluzji płaskiej, w czasie nieco dłuższym niż jeden okres napięcia probierczego o częstotliwości 50 Hz.



Rys. 3.3 Dynamika zmian rozkładu ładunku powierzchniowego podczas występowania wyładowań niepełnych przy amplitudzie napięcia probierczego wynoszącej 3 kV, obserwowana przez 1.25 okresu napięcia: a) rozkłady ładunku w poszczególnych chwilach czasu; b) przebieg napięcia probierczego, z naniesionymi oznacznikami odpowiadającymi punktom pomiarowym; c) skala wartości ładunku powierzchniowego [281]

Zanik ładunku powierzchniowego po wystąpieniu wyładowań, którego przyczyną jest przepływ ładunków przez objętość dielektryka otaczającego wtrącinę ma charakter eksponencjalny i może być opisany zależnością [149, 150]:

$$q_s = q_{s0} \exp \left(-\frac{t}{\tau_d} \right) \quad (3.7)$$

gdzie:

- q_s – całkowity ładunek powierzchniowy, C/m²;
- q_{s0} – początkowy ładunek powierzchniowy, C/m²;
- τ_d – stała czasowa zaniku ładunku przez objętość dielektryka, s.

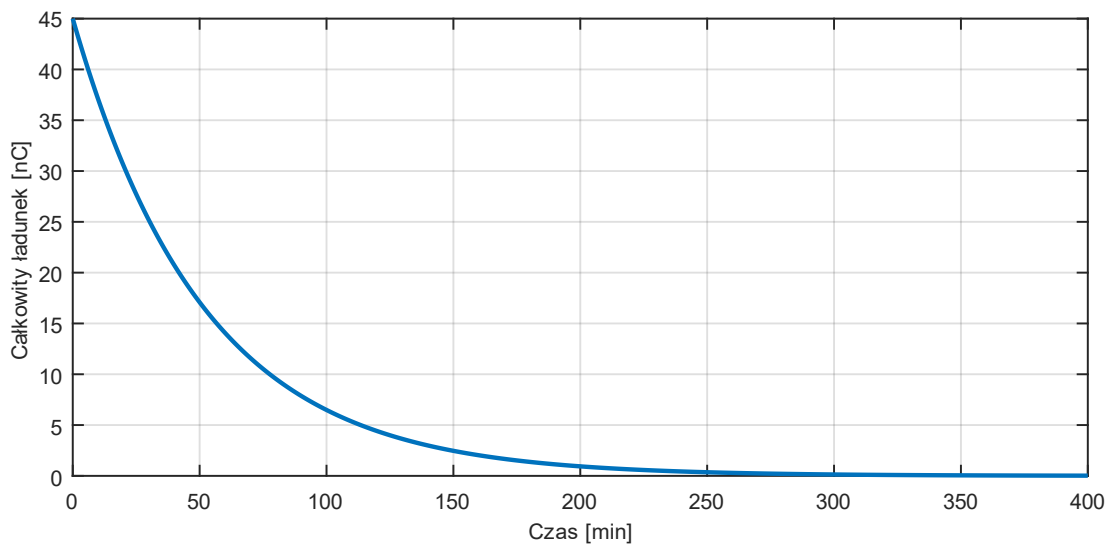
Stała czasowa zaniku ładunku przez mechanizm przepływu wynikający z przewodności objętościowej, zależny jest od przenikalności elektrycznej oraz wartości przewodności skrośnej dielektryka otaczającego inkluzję gazową [149]:

$$\tau_d = \frac{\varepsilon_d}{\sigma_d} \quad (3.8)$$

gdzie:

- ε_d – przenikalność elektryczna dielektryka otaczającego wtrącinę, F/m;
- σ_d – przewodność skrośna dielektryka otaczającego wtrącinę, S/m.

Na rysunku 3.4 przedstawiono symulowany przebieg zaniku ładunku powierzchniowego, związany z jego relokacją (przepływem) przez objętość dielektryka. W symulacji tej przyjęto przewodność dielektryka $\sigma_d = 10^{-14}$ S/m oraz przenikalność względną $\varepsilon_{dr} = 3.5$. Obliczona na tej podstawie wartość stałej czasowej zaniku ładunku τ_d wynosi ok. 50 min [149].



Rys. 3.4 Przebieg czasowy zaniku ładunku powierzchniowego, powodowanego przez przewodność skrośną dielektryka; $q_{s0} = 45$ nC (na podstawie [149])

Szacowany czas relokacji ładunku powierzchniowego, wynikający z mechanizmu samorozładowania poprzez przepływ prądu skrośnego w dielektryku jest dużo dłuższy niż jeden okres napięcia probierczego AC (50/60 Hz). W związku z tym, wpływ przepływu ładunku przez objętość dielektryka na relokację ładunków powierzchniowych może zostać pominięty w analizach symulacyjnych [218].

Czas potrzebny na wychwytywanie ładunków swobodnych przez jony znajdujące się w gazie, rzędu kilkuset minut, jest zbyt długi w stosunku do okresu napięcia zasilającego, aby ten mechanizm odgrywał znaczącą rolę w neutralizacji ładunków powierzchniowych [149]. Czas zaniku ładunku ma w tym przypadku charakter eksponencjalny i jest zależny od parametrów gazu wypełniającego inkluzję. Niektóre badania wskazują na znaczny wzrost szybkości wychwytywania ładunków swobodnych w określonych warunkach środowiskowych. W przypadku 10-krotnie zwiększonej gęstości jonów, w stosunku do gęstości występującej naturalnie, dla pewnych materiałów zauważalny jest nawet 10-krotny wzrost szybkości neutralizacji ładunków przez jony znajdujące się w gazie [155].

3.5 Generacja elektronów inicjujących wyładowanie

Przekroczenie *krytycznej wartości natężenia pola elektrycznego* wewnątrz wtrąciny gazowej jest warunkiem koniecznym, ale nie wystarczającym do powstawania wyładowań niezupełnych. Oprócz tego, wymagane jest również pojawienie się *elektronów swobodnych*, które zainicjują proces tworzenia lawiny elektronowej [66, 98, 211]. Z tego powodu moment wystąpienia wyładowania może opóźnić się względem chwili przekroczenia natężenia krytycznego.

Procesy fizyczne, prowadzące do powstawania elektronów swobodnych, zdolnych do zapoczątkowania lawiny elektronowej, mają charakter stochastyczny, co w efekcie prowadzi do zmienności czasu oczekiwania na wyładowanie, nazywanego *statystycznym czasem opóźnienia zapłonu* [190, 256].

Wyróżnia się następujące procesy fizyczne, prowadzące do pojawienia się elektronów swobodnych w gazie [211]:

- jonizacja przestrzenna (objętościowa) gazu;
- emisja powierzchniowa elektronów z elektrody metalowej lub dielektryka;
- generacja z wykorzystaniem ładunku elektrycznego pozostałego po wcześniejszych wyładowaniach.

Procesy jonizacji objętościowej obejmują [279]:

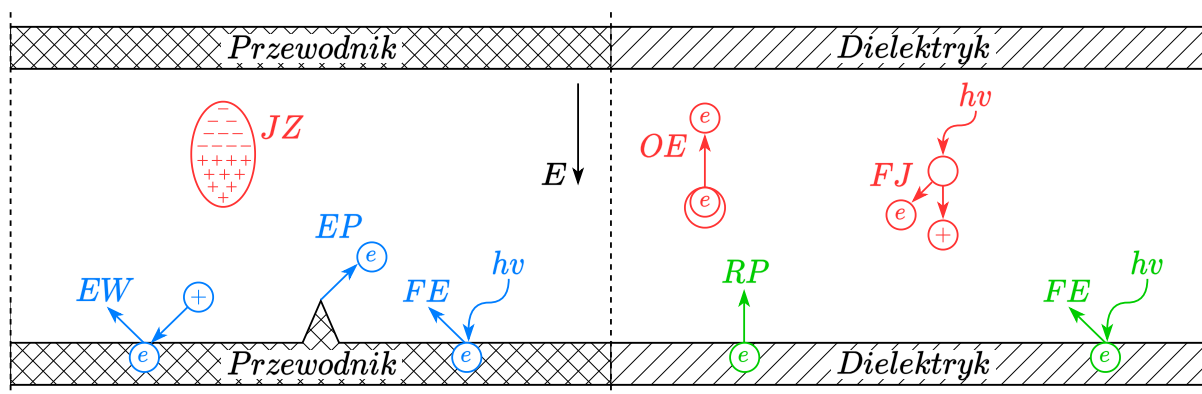
- jonizację zderzeniową;
- fotojonizację;
- jonizację cieplną;
- jonizację polową ujemnych jonów.

Emisja powierzchniowa może zachodzić w wyniku procesów [279]:

- fotoemisji,
- termoemisji,
- emisji polowej,
- emisji wtórnej.

Na rysunku 3.5 zestawiono mechanizmy generacji elektronów inicjujących wnz:

- 1) w procesie jonizacji objętościowej:
 - **JZ** – jonizacja zderzeniowa,
 - **OE** – oderwanie elektronu z ujemnego jonu,
 - **FJ** – fotojonizacja.
- 2) w procesie emisji powierzchniowej z elektrody metalowej:
 - **FE** – fotoemisja,
 - **EP** – emisja polowa,
 - **EW** – emisja wtórna.
- 3) w procesie emisji powierzchniowej z powierzchni dielektryka:
 - **RP** – reemisja elektronów z pułapek powierzchniowych w dielektryku,
 - **FE** – fotoemisja.



Rys. 3.5 Ilustracja graficzna procesów fizykalnych prowadzących do generacji elektronów swobodnych w gazie (na podstawie [62])

3.5.1 Jonizacja objętościowa w gazie

Mechanizm jonizacji objętościowej opiera się na jonizacji cząsteczek gazu. Inkluzje gazowe zlokalizowane w dielektryku stałym są źródłem wyładowań niezupełnych, w których warunki ich inicjowania wynikają ze zjawiska jonizacji objętościowej gazu, zamkniętego wewnątrz dielektryka. Do procesów powodujących jonizację objętościową gazu zalicza się: jonizację zderzeniową, fotojonizację, jonizację polową oraz jonizację cieplną [62, 63, 70].

Jonizacja zderzeniowa polega na wybijaniu elektronów z cząsteczek gazu na skutek ich zderzeń z cząstkami o określonej energii kinetycznej. Warunkiem wystąpienia jonizacji zderzeniowej jest to, by energia kinetyczna przyspieszonej cząstki, zderzającej się z cząsteczką gazu była większa od energii jonizacji gazu [63, 70]:

$$W_k \geq W_j \quad (3.9)$$

gdzie:

- W_k – energia kinetyczna cząstki zderzającej się z cząsteczką gazu, eV;
- W_j – energia jonizacji gazu, eV;

W praktyce ta forma jonizacji zachodzi głównie poprzez zderzenia elektronów przyspieszonych w polu elektrycznym z cząstkami obojętnymi. Prawdopodobieństwo jonizacji przez ciężkie jony jest bardzo małe, ze względu na ich niewielką ruchliwość [63, 70].

Energia kinetyczna elektronu przyspieszonego w polu elektrycznym wynosi:

$$W_k = \frac{m_e v_e^2}{2} = E e l_e \quad (3.10)$$

gdzie:

- m_e – masa spoczynkowa elektronu, kg;
- v_e – prędkość elektronu, m/s;
- e – ładunek elektronu, C;
- E – natężenie pola elektrycznego, V/m;
- l_e – droga swobodna elektronu w polu elektrycznym, m;

Fotojonizacja polega na tworzeniu elektronów swobodnych w gazie pod wpływem zewnętrznego promieniowania elektromagnetycznego. Warunkiem wystąpienia fotojonizacji jest to, by energia promieniowania elektromagnetycznego była większa niż energia jonizacji gazu [63, 70]:

$$W_f \geq W_j \quad (3.11)$$

gdzie:

- W_f – energia promieniowania, eV.

$$W_f = h\nu \quad (3.12)$$

gdzie:

- h – stała Plancka, $h = 4.1357 \cdot 10^{-15}$ eV·s;
- ν – częstotliwość promieniowania.

Jonizacja polowa polega na wybijaniu elektronów z ujemnych jonów pod wpływem zewnętrznego pola elektrycznego [211].

Jonizacja cieplna zachodzi, gdy energia cząsteczek gazu, drgających pod wpływem temperatury, jest większa od energii jonizacji danego gazu [63, 70]:

$$W_c \geq W_j \quad (3.13)$$

gdzie:

W_c – energia cząsteczek gazu w ruchu cieplnym, eV;

$$W_c = kT \quad (3.14)$$

gdzie:

k – stała Boltzmana, $k = 8.62 \cdot 10^{-5}$ eV/K;

T – temperatura, K.

Przykładowo, dla cząsteczek tlenu O_2 energia jonizacji wynosi 12.07 eV, a dla cząsteczek azotu N_2 15.58 eV (Tabela 3.1). Uważa się, że pobudzenie cząsteczek azotu energią od 12.08 eV do 15.58 eV oraz równoczesna fotojonizacja cząsteczek tlenu są najbardziej prawdopodobne w przypadku powstawania wyładowań w powietrzu [62]. Jonizacja cieplna w gazie może zostać pominięta podczas analiz dotyczących wewnętrznych wyładowań niezupełnych, ze względu na fakt, że jonizacja ta może zachodzić jedynie dla bardzo wysokich temperatur, rzędu kilku tysięcy stopni Kelwina. Temperatury takie nie występują w normalnych warunkach pracy układów izolacyjnych [279].

Tabela 3.1 Wartości energii jonizacji W_j dla wybranych gazów [213]

Gaz	Symbol	W_j [eV]
Wodór	H_2	15.43
Azot	N_2	15.58
Tlen	O_2	12.07
Sześciofluorek siarki	SF_6	15.32

W wewnętrznych inkluzjach gazowych, otoczonych przez dielektryk stały, powstawanie elektronów inicjujących w wyniku procesu fotojonizacji jest dominujące. Wydajność jonizacji radiacyjnej oraz jonizacji zderzeniowej może być opisana zależnością [211]:

$$\dot{N}_{ev} = \eta_i p V_{ef} \left(1 - \frac{\eta}{\alpha}\right) \quad (3.15)$$

gdzie:

$\eta_i = f(gaz, E, \dots)$ – funkcja opisująca mechanizm jonizacji, zależna od rodzaju gazu, natężenia pola elektrycznego oraz innych czynników;

p – ciśnienie gazu, Pa;

V_{ef} – efektywna objętość gazu poddana promieniowaniu lub

- działaniu pola elektrycznego;
- $\left(1 - \frac{\eta}{\alpha}\right)$ – funkcja Leglera, opisująca prawdopodobieństwo zapoczątkowania lawiny przez pojedynczy elektron;
- η – współczynnik wychwytywania;
- α – współczynnik jonizacji.

Funkcja opisująca mechanizm fotojonizacji przyjmuje postać [211]:

$$\eta_{irad} = C_{rad} \phi_{rad} \frac{\rho_g}{p} \quad (3.16)$$

gdzie:

- C_{rad} – stała charakteryzująca oddziaływanie promieniowania z materią;
- ϕ_{rad} – gęstość strumienia kwantów promieniowania;
- ρ_g – gęstość gazu, kg/m³;
- p – ciśnienie gazu, Pa.

Dla wewnętrznej wtrąciny sferycznej, efektywna objętość gazu poddanego promieniowaniu jonizującemu, może zostać obliczona za pomocą wyrażenia [218]:

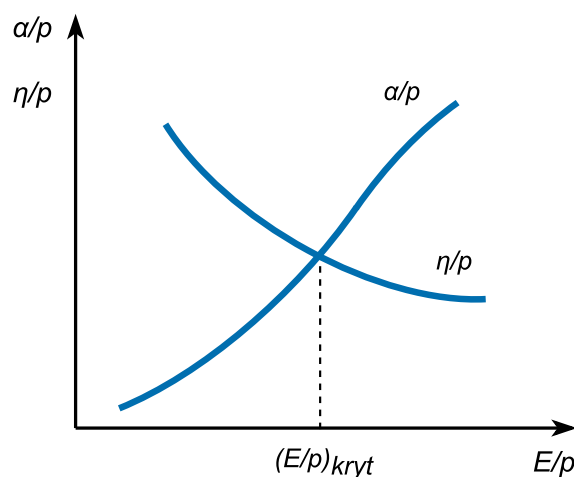
$$V_{ef} = \frac{4}{3} \pi r^3 \left(1 - \left(\frac{U_{void}}{U_{inc}}\right)^{-\beta_0}\right) \quad (3.17)$$

gdzie:

- r – promień wtrąciny, m;
- U_{void} – napięcie wtrąciny, V;
- U_{inc} – napięcie inicjacji wyładowań, V;
- β_0 – współczynnik efektywnej jonizacji.

Prawdopodobieństwo zapoczątkowania lawiny elektronowej, przez elektrony swobodne jest opisane funkcją Leglera. Rozwój lawiny elektronowej jest możliwy wówczas, gdy stosunek E/p przekroczy wartość krytyczną $(E/p)_{kr}$. W takim przypadku współczynnik jonizacji α jest większy od współczynnika wychwytywania η [63].

W przypadku wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych, lokalne natężenie pola znacznie przekracza natężenie krytyczne. W takim przypadku $\alpha \gg \eta$, co powoduje, że funkcja Leglera jest bliska jedności [211].



Rys. 3.6 Zależność współczynnika jonizacji α i współczynnika wychwytywania η do stosunku natężenia pola elektrycznego do ciśnienia dla stałej temperatury [63]

3.5.2 Emisja powierzchniowa elektronów

Mechanizm *emisji powierzchniowej* polega na emisji elektronów swobodnych z powierzchni dielektryka stałego lub elektrod przewodzących [62, 70]. W przypadku generacji wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych, mamy do czynienia zarówno ze zjawiskiem emisji elektronów z pułapek ładunków w dielektryku stałym, jak również z emisją elektronów z powierzchni metalowych elektrod [62]. Pierwszy przypadek ma miejsce, gdy wtrącina gazowa jest całkowicie otoczona przez dielektryk (np. umiejscowiona głęboko w izolacji kabla lub izolatora). Drugi mechanizm emisji może mieć miejsce, gdy wtrącina gazowa przylega bezpośrednio do jednej z elektrod (np. rozwarstwienie interfejsu dielektryk - ekran na żyłę roboczej kabla elektroenergetycznego).

Podstawowymi mechanizmami emisji powierzchniowej są: emisja polowa, fotoemisja, emisja wtórna, emisja cieplna oraz reemisja elektronów z pułapek powierzchniowych w dielektryku. Emisja powierzchniowa występuje, gdy do elektronu zostanie dostarczona energia większa niż *praca wyjścia* z danego metalu lub energia większa od tej, która jest konieczna do uwolnienia elektronu z dielektryka [62, 70].

Mechanizm emisji polowej polega na uwalnianiu elektronów z powierzchni elektrody metalicznej, pod wpływem wystarczająco dużej wartości lokalnego pola elektrycznego. Przykładem emisji polowej jest emisja elektronów z powierzchni mikrostrzy przewodzących, znajdujących się na powierzchniach granicznych *przewodnik – gaz*. Tego typu defekty występują w gazowych układach izolacyjnych SF₆ (rozdzielnice GIS i linie GIL), a także w przypadku występowania defektów łączonych (tzn. wówczas gdy dochodzi do superpozycji defektów), np. w wewnętrznej inkluzji gazowej, usytuowanej bezpośrednio przy jednej z elektrod, na której znajduje się mikrostrze.

Fotoemisja oraz *termoemisja* polegają na uwalnianiu elektronów z powierzchni zarówno przewodnika, jak i z dielektryka pod wpływem działania, odpowiednio, energii promieniowania elektromagnetycznego albo wysokiej temperatury.

W przypadku wewnętrznych inkluzji gazowych zamkniętych całkowicie w dielektryku stałym, dominującym mechanizmem emisji powierzchniowej jest *emisja elektronów z pułapek ładunków w dielektryku* [62, 218]. Warunkiem wystąpienia emisji elektronów na tej drodze, jest dostarczenie energii, która wprowadzi je do pasma przewodnictwa oraz pozwoli na przejście do otoczenia. Potrzebna energia może zostać dostarczona na drodze cieplnej lub przez bombardowanie dielektryka pobudzonymi cząsteczkami gazu [62]. Wydajność emisji powierzchniowej $\dot{N}_{es}$ wynosi, według wzoru *Richardsona – Schottky’ego* [211]:

$$\dot{N}_{es} = \frac{A}{e} \left(1 - \frac{\eta}{\alpha}\right) j \quad (3.18)$$

$$\dot{N}_{es} = \frac{A}{e} S \exp \left[-\frac{\phi - \sqrt{\frac{eE}{4\pi\epsilon_0}}}{kT} \right] \left(1 - \frac{\eta}{\alpha}\right) \quad (3.19)$$

gdzie:

- A – powierzchnia emisji, m²;
- e – ładunek elementarny, $e = 1.602 \cdot 10^{-19}$, C;
- j – gęstość prądu emisji, A/m²;
- E – natężenie pola elektrycznego na powierzchni emitującej, V/m;
- ϕ – praca wyjścia z dielektryka, eV;
- k – stała Boltzmana, $k = 8.62 \cdot 10^{-5}$ eV/K;
- T – temperatura, K;
- ϵ_0 – przenikalność elektryczna próżni, $\epsilon_0 \approx 8.85 \cdot 10^{-12}$ F/m.

Zmienna funkcyjna S jest zależna od właściwości materiału, z którego następuje emisja. Jest ona zależna od rodzaju materiału, jego struktury oraz stanu. Dla materiałów przewodzących zmienną S opisuje wzór [211]:

$$S = C_{th} T^2 \quad (3.20)$$

gdzie:

- C_{th} – stała, $C_{th} = 1.2 \cdot 10^6$ A/(m²·K²).

Dla materiałów dielektrycznych zmienną S opisuje wzór [211]:

$$S = v_0 e \frac{N_{dt}}{A} \quad (3.21)$$

gdzie:

- v_0 – $v_0 = 10^{13} - 10^{14}$ 1/s;
- N_{dt}/A – gęstość powierzchniowa ładunków uwolnionych podczas poprzedniego wyładowania.

Zakłada się, że N_{dt} jest proporcjonalne do ładunków wygenerowanych podczas poprzedniego wyładowania. Ze względu na występowanie mechanizmów strat m. in. dyfuzji elektronów do głębszych pułapek, ładunki swobodne będą zanikać w czasie, pomiędzy kolejnymi wyładowaniami. Do oszacowania szybkości zmian ładunków we wtrącinie podczas kolejnych wyładowań może posłużyć wyrażenie [218]:

$$N_{dt} = \xi \frac{q_{pre}}{e} \exp\left(\frac{-\Delta t_{pre}}{\tau_{dt}}\right) \quad (3.22)$$

gdzie:

- ξ – stała reprezentująca część ładunku odrywająca się od powierzchni dielektryka, C;
- q_{pre} – ładunki powstałe podczas poprzedniego wyładowania, C;
- Δt_{pre} – czas od ostatniego wyładowania, s;
- τ_{dt} – stała czasowa, s.

Całkowita wydajność jonizacji jest sumą wydajności jonizacji objętościowej oraz powierzchniowej [218]:

$$\dot{N}_e = \dot{N}_{ev} + \dot{N}_{es} \quad (3.23)$$

W przypadku, gdy jedna z powierzchni inkluzji gazowej jest przewodząca (tj. gdy stanowi ją elektroda metalowa), wówczas może również nastąpić emisja polowa elektronów, przy natężeniach pola elektrycznego przekraczających 10^8 V/m, na skutek zjawiska *tunelowania elektronów* przez barierę potencjału. Efekt ten został zaobserwowany, a następnie wyjaśniony i opisany matematycznie na bazie teorii kwantowej przez Fowlera i Nordheima. Tego typu emisja polowa jest niezależna od temperatury, co ma istotne znaczenie dla procesów emisji elektronów w temperaturach niższych od temperatur termoemisji [154]. Natężenia pola elektrycznego wystarczająco duże dla uruchomienia tego mechanizmu emisji elektronów występują na dużych krzywiznach elektrod lub wystających fragmentach elektrod. Mogą to być ostre występy / ostrza o małych promieniach zastępczych, będące np. defektami mechanicznymi powierzchni szyny prądowej albo osłony metalowej, stanowiących elementy konstrukcyjne rozdzielnic osłoniętej typu GIS lub linii osłoniętej typu GIL [71].

3.6 Prawdopodobieństwo wystąpienia wyładowania oraz statystyczny czas opóźnienia zapłonu

Bezpośrednio po przekroczeniu natężenia krytycznego E_{inc} wewnątrz wtrąciny, ilość elektronów swobodnych, uwolnionych na drodze jonizacji objętościowej oraz emisji powierzchniowej może być niewystarczająca do zapoczątkowania lawiny elektronowej. W rzeczywistości obserwuje się więc pewne *opóźnienie czasowe* pomiędzy chwilą osiągnięcia napięcia krytycznego, a wystąpieniem wyładowania, zwane *statystycznym czasem opóźnienia zapłonu* τ_{lag} [79, 80, 91, 211]. Jest to czas oczekiwania na spełnienie drugiego z warunków powstania wyładowania w gazie. W efekcie, dla napięcia przemiennego AC lub impulsowego, w momencie wystąpienia wnz, natężenie pola elektrycznego wewnątrz inkluzji jest wyższe niż E_{inc} .

W początkowym okresie badań symulacyjnych nad wyładowaniami niezupełnymi, dla odwzorowania efektu opóźnienia czasowego, określano pewne prawdopodobieństwo wystąpienia wyładowania po przekroczeniu natężenia zapłonu. Zakładano, że prawdopodobieństwo wystąpienia wyładowania P_d jest zależne od statystycznego czasu opóźnienia zapłonu i rośnie wykładniczo, wraz z upływem czasu od chwili przekroczenia natężenia krytycznego [80, 91]. To podejście pozwalało na uproszczenie algorytmu i procedury obliczeń numerycznych oraz uwzględnienie kilku wiążących się ze sobą zjawisk za pomocą jednego parametru. Gdy natężenie wewnątrz inkluzji jest mniejsze niż natężenie inicjacji wyładowań, wystąpienie wyładowania jest niemożliwe, więc wówczas P_d przyjmuje wartość 0. Prawdopodobieństwo wystąpienia wyładowania może zostać opisane zależnością [91]:

$$P_d = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\frac{\Delta t_{inc}}{\tau_{lag}}\right) & E_{void} \geq E_{inc} \\ 0 & E_{void} < E_{inc} \end{cases} \quad (3.24)$$

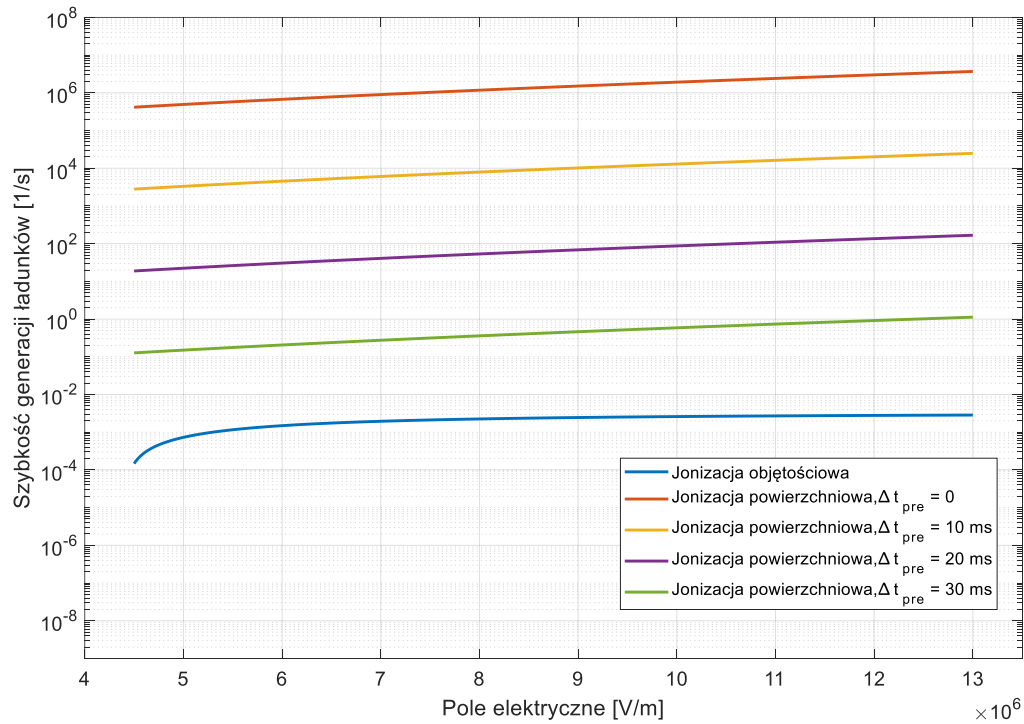
gdzie:

- Δt_{inc} – czas od chwili przekroczenia wewnątrz wtrąciny natężenia krytycznego, s;
- τ_{lag} – statystyczny czas opóźnienia zapłonu, s;
- E_{void} – natężenie pola elektrycznego wewnątrz inkluzji, V/m.

W algorytmie symulacji wyładowania niezupełnego, obliczone prawdopodobieństwo P_d jest porównywane z losowo wybraną wartością R z zakresu 0 do 1. Jeśli $P_d \geq R$ uznaje się, że zostały spełnione warunki do zapoczątkowania wyładowania [218].

W kolejnych pracach badawczych, zarówno w laboratoryjnych eksperymentach pomiarowych, jak i w symulacjach numerycznych, zostało wykazane, że statystyczny czas opóźnienia zapłonu jest zależny od wartości napięcia na inkluzji gazowej [112, 138]. Wniosek ten został następnie uwzględniony w wielu numerycznych modelach symulacyjnych, analizujących procesy powstawania wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych zamkniętych w dielektryku [80, 133, 210].

Obecnie uważa się, że czas opóźnienia zapłonu τ_{lag} jest odwrotnie proporcjonalny do całkowitej generacji elektronów swobodnych w obrębie inkluzji N_e [218]. Dla wtrącin sferycznych oraz elipsoidalnych generacja swobodnych elektronów przed wystąpieniem pierwszego wyładowania, jest związana z mechanizmem jonizacji objętościowej. Dopiero po wystąpieniu wyładowania, produkcja elektronów na drodze emisji powierzchniowej staje się dominująca [218]. Na rysunku 3.7 przedstawiono porównanie wydajności jonizacji objętościowej oraz emisji powierzchniowej w wewnętrznej inkluzji gazowej.



Rys. 3.7 Wydajność jonizacji objętościowej oraz emisji powierzchniowej w wewnętrznej inkluzji gazowej; $C_{\text{rad}} \cdot \phi_{\text{rad}} = 2 \cdot 10^6 \text{ 1/(kg} \cdot \text{s)}$, $p = 1013 \text{ hPa}$, $r = 0.7 \text{ mm}$, $\beta_0 = 2$, $v_0 = 10^{14} \text{ 1/s}$, $\xi = 0.02$, $q_{\text{pre}} = 100 \text{ pC}$, $\tau_{\text{dt}} = 2 \text{ ms}$, $\phi = 1 \text{ eV}$, $k = 8.62 \cdot 10^{-5} \text{ eV/K}$, $\epsilon_0 = 8.85 \cdot 10^{-12} \text{ F/m}$, $T = 300 \text{ K}$, $E_{\text{inc}} = 4.4 \cdot 10^6 \text{ V/m}$ (na podstawie [218])

Szybkość generacji elektronów swobodnych na drodze emisji powierzchniowej, jest zależna od czasu, jaki upłynął od ostatniego wyładowania. Pomimo założenia czasu Δt_{inc} o wartości zbliżonej do okresu napięcia probierczego AC, widać wyraźną przewagę tego mechanizmu generacji elektronów swobodnych, nad jonizacją objętościową. Z tego powodu w licznych numerycznych modelach symulacyjnych wpływ mechanizmu jonizacji radiacyjnej jest pomijany [29, 80, 102, 133, 210].

Przegląd modeli wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych

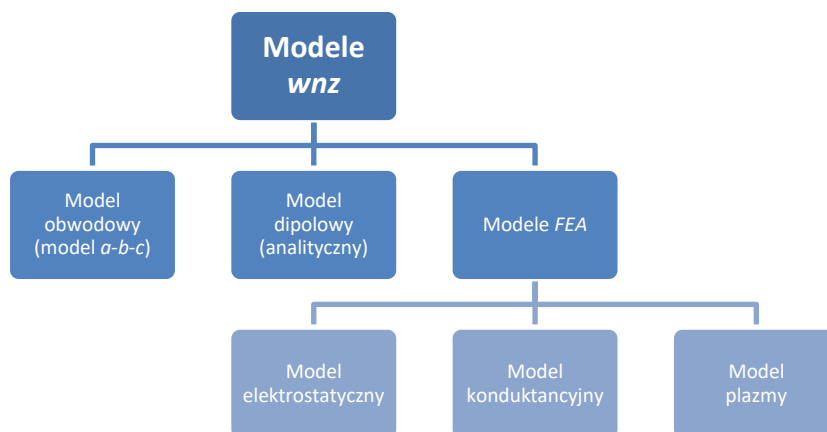
4.1 Rodzaje i klasyfikacja modeli

Wybór odpowiedniego modelu jest kluczowy dla modelowania zjawisk zachodzących w czasie wyładowań niezupełnych, w inkluzjach gazowych zamkniętych w dielektryku. Szczegółowość modelu oraz dokładność odwzorowania zjawisk fizycznych mają bezpośredni wpływ na uzyskane wyniki oraz na ich zgodność z wynikami pomiarów wykonanych na modelach laboratoryjnych lub układach rzeczywistych. Należy pamiętać jednak o tym, że zwiększenie dokładności modelu wiąże się ze znacznym wydłużeniem czasu obliczeń i z tego względu wierne odwzorowanie wszystkich zjawisk może okazać się niemożliwe lub co najmniej niepraktyczne.

W literaturze dostępne są opisy wielu rodzajów modeli odtwarzających powstawanie wyładowań niezupełnych w defektach układów izolacyjnych. Generalnie, wyróżnić można kilka podstawowych koncepcji modelowania wyładowań niezupełnych (Rys. 4.1):

- modele obwodowe o różnej topologii (wraz z podstawowym modelem $a-b-c$);
- modele dipolowe;
- modele numeryczne elektrostatyczne i konduktancyjne;
- modele oparte na analizie przepływu naładowanych cząstek (czyli numeryczne modele plazmy).

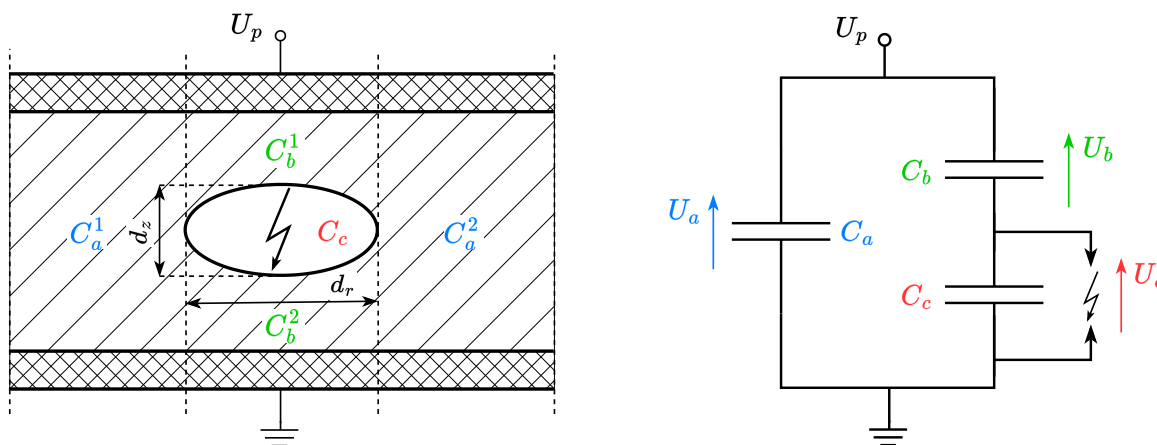
W ostatnich latach, wraz z intensywnym rozwojem systemów przesyłowych *HVDC* coraz bardziej aktualne i konieczne staje się modelowanie, metodami analitycznymi, obwodowymi lub polowymi, ewentualnych defektów układów izolacyjnych pracujących przy napięciu stałym. Obliczenia symulacyjne mogą być przeprowadzone na podstawie wzorów analitycznych lub, w bardziej skomplikowanych układach, przy pomocy złożonych algorytmów wykorzystujących *metodą elementów skończonych MES*.



Rys. 4.1 Klasyfikacja modeli numerycznych służących analizie powstawania wyładowań niezupełnych w defektach układów izolacyjnych (FEA – ang. *Finite Element Analysis*).

4.2 Model obwodowy

Podstawowy model obwodowy dla analizy wyładowań niezupełnych w wewnętrznej inkluzji gazowej, nazywany modelem *a-b-c*, został zaproponowany przez Gemanta i Philippoffa w 1932 roku [94]. Jest to model o prostej topologii, składający się z trzech kondensatorów, reprezentujących odpowiednie pojemności zastępcze układu izolacyjnego z defektem. Na rysunku 4.2 przedstawiono uproszczony model geometryczny wewnętrznej wtrąciny gazowej, umiejscowionej w dielektryku, pomiędzy dwiema elektrodami płaskimi oraz odpowiadający mu schemat modelu obwodowego, stosowany do analizy wyładowań niezupełnych.



Rys. 4.2 Pojemnościowy, trójkondensatorowy model *a-b-c* układu izolacyjnego z inkluzją gazową, będącą źródłem wyładowań niezupełnych.

Pojemności elektryczne przedstawione na schemacie zastępczym reprezentują:

- C_a – pojemność dielektryka bez źródeł wyładowań, równoległego względem gałęzi z inkluzją gazową;
- C_b – pojemność dielektryka szeregowego względem inkluzji gazowej;
- C_c – pojemność reprezentująca inkluzję gazową (źródło wnz).

Pojemność C_c jest to pojemność inkluzji gazowej, w której występują wyładowania niezupełne. Pojemność ta jest połączona szeregowo z pojemnościami C_b^1 oraz C_b^2 , które reprezentują dielektryk oddzielający wtrącinę gazową od elektrod. Wypadkowa pojemność dielektryka połączonego szeregowo z pojemnością inkluzji gazowej wynosi:

$$C_b = \frac{C_b^1 C_b^2}{C_b^1 + C_b^2} \quad (4.1)$$

Pojemności C_a^1 oraz C_a^2 reprezentują tę część objętości dielektryka, która jest równoległa do gałęzi z inkluzją gazową. Wypadkowa wartość pojemności C_a wynosi:

$$C_a = C_a^1 + C_a^2 \quad (4.2)$$

Wyładowanie niezupełne występuje, gdy napięcie na pojemności C_c przekroczy wartość napięcia zapłonu wyładowań. Wówczas, na przyłączonym równolegle do pojemności C_c iskierniku dochodzi do przeskoku, który symuluje rozwój impulsu prądowego wyładowania. Iskiernik ten może być modelowany jako łącznik sterowany napięciem na pojemności C_c , obliczanym ze wzoru [66, 73]:

$$U_c = U_p \left(\frac{C_b}{C_b + C_c} \right) \quad (4.3)$$

gdzie:

- U_c – napięcie na pojemności C_c (napięcie na inkluzji gazowej), V;
- U_p – napięcie pomiędzy zewnętrznymi elektrodami modelu, V.

Rzeczywisty ładunek, przepływający podczas impulsu wyładowania q_{phy} jest zależny od różnicy napięć na wtrącinie przed i po wyładowaniu oraz od jej pojemności. Dla płaskiej, cylindrycznej inkluzji gazowej, q_{phy} może być przybliżony zależnością [66, 73, 161]:

$$q_{phy} \approx \Delta U_c (C_b + C_c) \approx \Delta U_c C_c \quad (4.4)$$

Ładunek pozorny wyładowania niezupełnego q_{app} , dla typowych wartości poszczególnych pojemności modelu $a-b-c$, tj. $C_a \gg C_c \gg C_b$, może być oszacowany przy użyciu zależności [66, 73, 161]:

$$q_{app} \approx \Delta U_c C_b \quad (4.5)$$

Na tej podstawie, stosunek wartości ładunku pozornego do ładunku rzeczywistego wyładowania q_{app}/q_{phy} może być określony jako równy stosunkowi pojemności C_b/C_c .

Na podstawie klasycznego modelu pojemnościowego $a-b-c$, powstało wiele jego modyfikacji. W ten sposób ich autorzy próbują, w różny sposób, uwzględnić zjawiska fizyczne zachodzące podczas generacji impulsów wyładowań niezupełnych. Jedną z podstawowych modyfikacji modelu podstawowego było zastąpienie iskiernika, przez element elektroniczny,

sterowany wybranym parametrem, co pozwoliło na kontrolowanie chwili wystąpienia wyładowania [277]. Sterowanie procesem rozwoju wyładowania, w szczególności szybkością przepływu ładunku, jest możliwe poprzez zastosowanie zmiennej w czasie rezystancji, umieszczonej w gałęzi równoległej do pojemności defektu [91, 226, 244]. W niektórych pracach autorzy starają się uwzględniać obecność ładunku objętościowego, pozostałego po wcześniejszym wyładowaniu. Robią to przyłączając dodatkową pojemność, równoległą do pojemności wtrąciny [8, 229, 249]. Model *a-b-c* stosowany jest również do symulowania wyładowań niezupełnych w układach zasilanych napięciem stałym. Jest to możliwe dzięki rozbudowie topologii układu poprzez dołączenie równoległe do każdej z pojemności modelu elementów rezystancyjnych. Elementy te reprezentują rezystancje odpowiednich fragmentów izolacji (dielektryka) oraz rezystancję defektu [152, 210]. Model obwodowy może być również z powodzeniem stosowany do symulacji wyładowań niezupełnych w izolacji kabli [175].

Należy zauważyć, że w opublikowanych pracach pojawiły się również opinie krytyczne, sugerujące, że za pomocą prostego modelu obwodowego, nie można odwzorować złożonych zjawisk fizycznych, występujących podczas procesu wyładowania. McAllister zwraca uwagę, że model pojemnościowy jest słuszny jedynie wówczas, gdy nie występuje ładunek objętościowy, wytworzony podczas wyładowania [188]. Dostępne są również inne prace, sugerujące zbyt duży stopień uproszczenia modelu *a-b-c* oraz podważające możliwość stosowania pojemności, gdy w układzie występuje ładunek zjonizowany [41, 42, 233]. Odnosząc się do modelu *a-b-c*, Lemke w dwuczęściowym artykule problemowym [161, 162] dowodzi, że model ten nie jest spójny z fizyką wyładowań w gazach i sugeruje, że jego stosowanie prowadzi do błędnych wyników i interpretacji. Równocześnie zaleca, aby w analizach problemu stosować jedynie model polowy.

Inni badacze mniej krytycznie oceniają model obwodowy. Wskazują oni, że pomimo pewnych niedoskonałości, model ten jest dobrym narzędziem dla wykonywania symulacji, obliczeń i analiz służących szacowaniu parametrów wyładowań niezupełnych [3, 4]. Ponadto, w jednej z publikacji przedstawiono propozycję zaawansowanego modelu pojemnościowego, w którym przez zastosowanie dodatkowych elementów, możliwe jest odwzorowanie zjawiska wyładowania strimerowego [5].

4.3 Analityczny model dipolowy

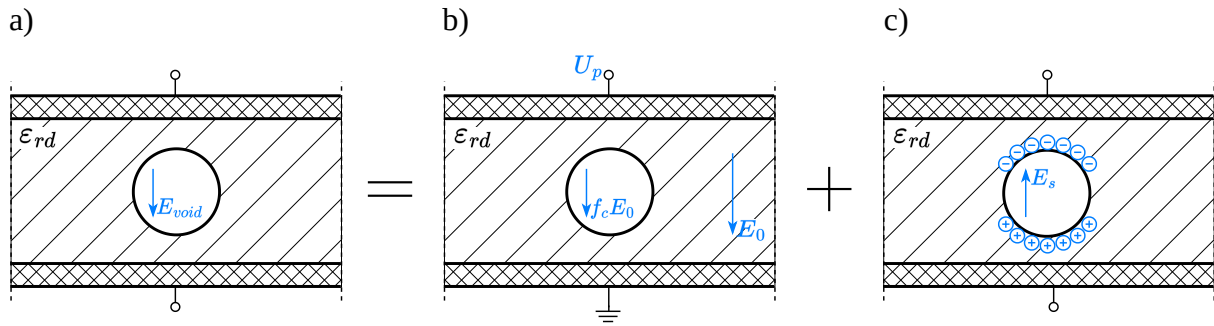
Innym podejściem, w stosunku do modelowania obwodowego, jest model dipolowy. W modelu tym zakłada się, że podczas procesu wyładowań niezupełnych, w obrębie wtrąciny indukuje się ładunek przestrzenny, który przepływa kanałem strimerowym i rozkłada się na dolnej i górnej powierzchni wtrąciny [4, 41, 84, 98, 110, 160, 162, 188, 189, 211] [230, 231, 232, 233, 252]. Natężenie pola elektrycznego w inkluzji gazowej E_{void} jest sumą natężenia pola elektrycznego $f_c E_0$, pochodzącego od przyłożonego do układu zewnętrznego napięcia, oraz natężenia pola elektrycznego E_s , wytwarzanego przez zgromadzony na ścianach wtrąciny ładunek, pochodzący od wyładowań niezupełnych.

Składowe wypadkowego natężenia pola E_{void} zostały zilustrowane na rysunku 4.3. Dla podstawowego modelu analitycznego natężenie pola elektrycznego w inkluzji gazowej można opisać zależnością [108, 110, 177, 189, 203, 211, 231, 232, 252]:

$$E_{void} = f_c E_0 + E_s \quad (4.6)$$

gdzie:

- E_{void} – wypadkowe natężenie pola elektrycznego we wtrącinie gazowej, V/m;
- E_0 – natężenie pola w dielektryku, V/m;
- E_s – natężenie pola pochodzące od zgromadzonego ładunku, V/m;
- f_c – współczynnik wzmocnienia natężenia pola elektrycznego w inkluzji gazowej.



Rys. 4.3 Ilustracja składowych wypadkowego natężenia pola elektrycznego we wtrącinie gazowej, podczas występowania wyładowań niezupełnych; a) wypadkowe natężenie pola we wtrącinie E_{void} ; b) pole $f_c E_0$, pochodzące od przyłożonego do elektrod zewnętrznych napięcia probierczego; c) pole E_s , pochodzące od ładunku lokalnego, będącego pozostałością po wyładowaniu

Ładunek rzeczywisty przepływający podczas jednego impulsu w modelu dipolowym, w sferycznej inkluzji gazowej, może być obliczony ze wzoru [30, 98, 211]:

$$q_{phy} = \varepsilon_0 (1 + 2\varepsilon_{rd}) \pi r^2 (E_{PD} - E_{ext}) \quad (4.7)$$

gdzie:

- E_{PD} – natężenie pola w inkluzji gazowej bezpośrednio przed wystąpieniem wyładowania, V/m;
- ε_{rd} – przenikalność elektryczna względna dielektryka;

Zaletą podejścia analitycznego jest krótki czas symulacji oraz brak konieczności stosowania specjalistycznego oprogramowania. Dużym jego ograniczeniem jest jednak możliwość modelowania jedynie inkluzji gazowych o stosunkowo prostej geometrii (np. sferycznych lub elipsoidalnych), przy założeniu, że natężenie pola oraz rozkład ładunków w ich obrębie są jednorodne, co w rzeczywistości nie ma miejsca [131, 218].

4.4 Numeryczne modele polowe

Rozwinięciem koncepcji modeli dipolowych są komputerowe modele polowe, w których rozkłady natężenia pola elektrycznego w układzie izolacyjnym z defektem wyznaczane są za pomocą metody elementów skończonych MES. Zaletą takiego podejścia jest możliwość analizowania skomplikowanych geometrii, bez zbytniego upraszczania rzeczywistego, niejednorodnego rozkładu natężenia pola oraz ładunku w obrębie defektu. Dodatkowo, możliwe jest także dokonywanie równoczesnej symulacji rozkładów więcej niż jednej wielkości fizycznej (symulacje wieloparametrowe), również takich, które są wzajemnie sprzężone (np. pole elektryczne, pole temperatury oraz obecność i ruch naładowanych cząstek). Wadą tego typu modeli numerycznych może być długi czas obliczeń, szczególnie w zaawansowanych modelach, ze znacznie zagęszczoną siatką obliczeniową i krótkim krokiem czasowym [131, 218]. Z tego względu, często konieczny jest pewien kompromis, pomiędzy rozbudową złożoności modelu symulacyjnego, a możliwościami obliczeniowymi jednostki procesorowej.

Ogólnie, wyróżnić można dwa podstawowe modele służące symulacji wyładowań niezupełnych, z zastosowaniem numerycznych analiz polowych:

- model elektrostatyczny [135, 136, 137, 139, 194, 292];
- model konduktancyjny [22, 78, 80, 130, 132, 133, 138, 157].

Dla modelu elektrostatycznego przyjmuje się założenie, że pole elektryczne wytworzone przez napięcie o częstotliwości 50/60 Hz jest zbliżone do pola elektrostatycznego. Realizowane podczas symulacji zadanie numeryczne sprowadza się do wyznaczenia rozkładu natężenia pola elektrycznego, bazując na *prawie Gaussa*:

$$\nabla \cdot \varepsilon \vec{E} = \rho \quad (4.8)$$

Proces wyładowania niezupełnego jest symulowany w modelu elektrostatycznym za pomocą zmian ładunku, który jest w odpowiedniej sekwencji czasowej dodawany lub odejmowany na górnej i dolnej powierzchni inkluzji gazowej. Zgromadzony ładunek wytwarza własne pole elektryczne, które wpływa na pole wypadkowe w inkluzji. Proces ten jest powtarzany, aż do momentu obniżenia wartości natężenia pola elektrycznego w defekcie, poniżej natężenia gaśnięcia *wnz*. Sam proces przepływu ładunku przez kanał strimerowy nie jest analizowany w tym modelu, widoczny jest jedynie jego efekt w postaci modyfikacji ładunku na powierzchniach ścian wtrąciny.

Drugi z modeli, konduktancyjny, zakłada, że po spełnieniu warunków inicjacji wyładowań, przewodność gazu we wtrącinie skokowo zwiększa się. Powoduje to przepływ prądu przez objętość gazu, co skutkuje obniżeniem natężenia pola, aż do wartości poniżej natężenia gaśnięcia *wnz*. Obliczenia numeryczne sprowadzają się do rozwiązania równania (4.8), uzupełnionego o równanie przepływu prądu:

$$\nabla \cdot \vec{J} + \frac{d\rho}{dt} = 0 \quad (4.9)$$

Zaletą modelu przewodnościowego, jest możliwość stosunkowo łatwej symulacji sekwencji wielu następujących po sobie impulsów, co pozwala na uzyskanie danych dla utworzenia obrazów fazowo-rozdzielczych wyładowań niezupełnych. Dzięki temu, uzyskane wyniki symulacyjne mogą być porównywane z wynikami pomiarów *wnz* na modelach laboratoryjnych, o takiej samej geometrii układu izolacyjnego i źródła *wnz*. Ładunki rzeczywiste (w inkluzji) i pozorne (obserwowane na doprowadzeniach napięciowych modelu) są wyznaczone przez całkowanie prądu, płynącego, odpowiednio, przez wtrącinę oraz przez jedną z elektrod zewnętrznych. Model przewodnościowy umożliwia symulowanie wpływu częstotliwości [80, 133] oraz kształtu napięcia probierczego/zasilającego [172] na obrazy fazowo-rozdzielcze *wnz*. Ponadto, możliwe jest również badanie wpływu zmian temperatury w obrębie defektu, spowodowanych przepływem prądu wyładowania [129, 134].

Modele *FEA* są także stosowane dla analizy *wnz* w modelach układów izolacyjnych z wieloma defektami [130, 157] oraz w modelach izolacji urządzeń elektroenergetycznych, np. kabli wysokiego napięcia *AC* lub *DC* [77, 96, 137, 193, 195].

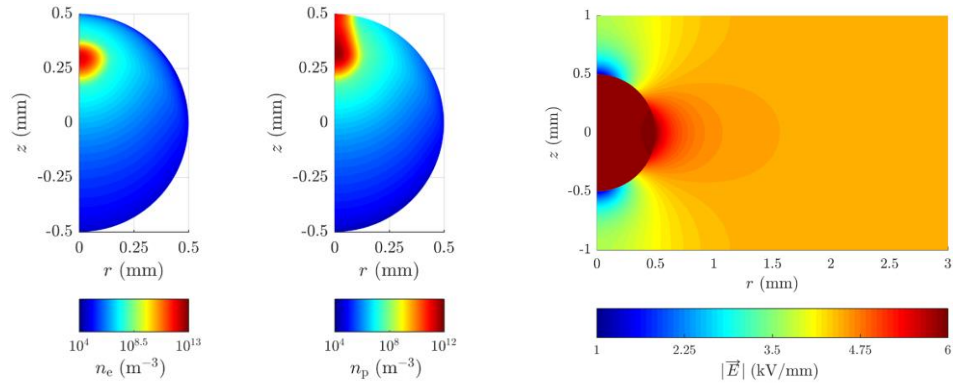
4.5 Model przepływu plazmy

Modele opisane w podrozdziałach od 4.2 do 4.4, są tworzone zwykle dla symulacyjnego określenia lub oszacowania wartości wybranych parametrów wyładowań niezupełnych, w szczególności dla odpowiednio dużej ich liczby, umożliwiającej wykonanie analiz statystycznych. Takie podejście pozwala porównać otrzymane wyniki z wynikami pomiarów laboratoryjnych. Potrzeba modelowania sekwencji wyładowań, w dłuższym okresie czasu (lub w wielu okresach napięcia *AC*), wymusza stosowanie pewnych uproszczeń. Pozwala to zmniejszyć złożoność modelu i ograniczyć wymagania sprzętowe dla jednostki obliczeniowej. Dla odwzorowania procesów formowania się wyładowań niezupełnych opisane modele nie są odpowiednie, dlatego konieczne jest zastosowanie innego, bardziej złożonego modelu. W tym celu implementowane są modele oparte o równania dynamiki płynów, dla ilościowego wyznaczenia ładunków powstających w procesach jonizacji i/lub modelowania ich transportu podczas procesu wyładowania [10, 11, 12, 93, 212, 214, 255, 266, 285].

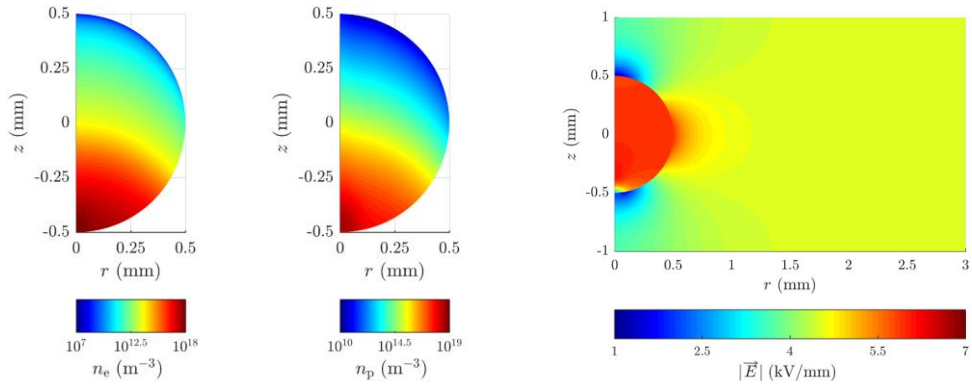
Dzięki modelom uwzględniającym ruch naładowanych cząstek, wyróżniono kilka etapów wyładowania (Rys. 4.4) [26, 253]:

- I etap (0 – 5 ns) – Na początku elektrony swobodne są zlokalizowane w obrębie górnej powierzchni wtrąciny. Gęstość ładunków jest zbyt mała do modyfikacji pola elektrycznego we wtrącinie (Rys. 4.4a).
- II etap (5 – 10 ns) – Pod wpływem pola elektrycznego elektrony przemieszczają się w dół, powodując jonizację zderzeniową i wytworzenie kolejnych ładunków. Po dotarciu elektronów w pobliże dolnej elektrody następuje ich rozproszenie i osadzenie na granicy gaz-dielektryk. Następuje zwiększenie wartości gęstości ładunku i zauważalna zmiana wartości pola, szczególnie w obszarze dolnej powierzchni wtrąciny (Rys. 4.4b).

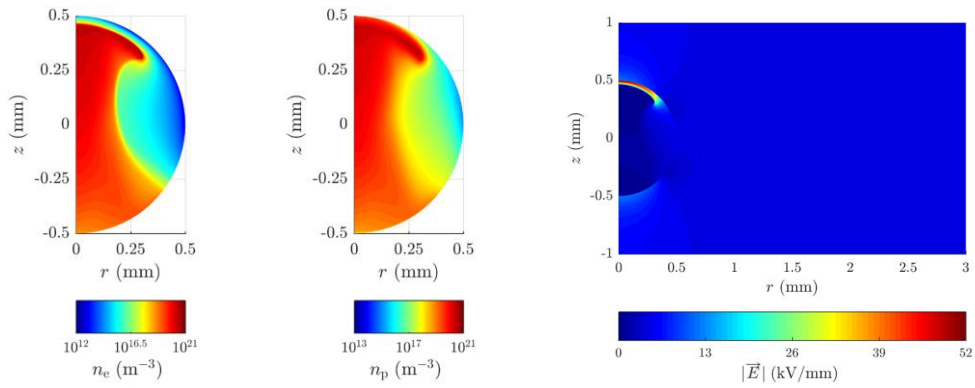
a) 1 ns



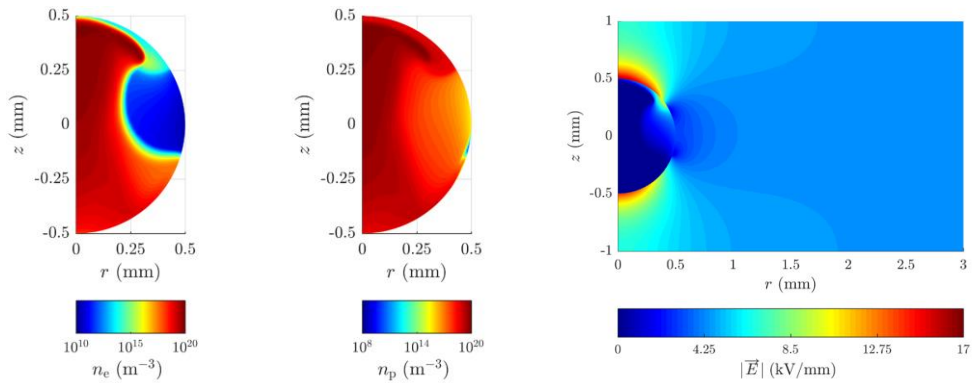
b) 7 ns



c) 15 ns



d) 60 ns



Rys. 4.4 Wybrane parametry pojedynczego wyładowania (gęstość elektronów n_e , gęstość ładunków dodatnich n_p i natężenie pola E) uzyskane na podstawie modelowania przepływu naładowanych cząstek, w czasie: a) 1 ns (etap I); b) 7 ns (etap II); c) 15 ns (etap III); d) 60 ns (etap IV) [26].

- III etap (10 – 20 ns) – W związku z rosnącą liczbą jonów dodatnich tworzy się dodatni strimer skierowany w kierunku górnej powierzchni wtrąciny. Jony dodatnie docierają do górnej powierzchni granicznej, zwiększając gęstość ładunku w jej pobliżu. Pole elektryczne ulega znacznemu wzmocnieniu w tym obszarze (Rys. 4.4c).
- IV etap (po 20 ns) – Ładunek znajdujący się na powierzchniach wtrąciny, wytwarza pola wystarczające do znacznego obniżenia wypadkowego pola we wtrącinie. Następuje dłuższa faza rekombinacji ładunków (Rys. 4.4d).

Niektórzy autorzy dokonują pewnych uproszczeń w modelu plazmowym [27, 219, 224], co pozwala na modelowanie większej liczby impulsów wyładowań. Możliwe jest również szacowanie zbiorowego zachowania ładunków na podstawie obserwowania niewielkiej liczby supercząstek *PIC* (ang. *particle in cell*) [92, 271].

4.6 Modele dla układów izolacji napięcia stałego DC

W ostatnich latach obserwowany jest bardzo intensywny rozwój systemów przesyłowych DC. Tendencja do coraz powszechniejszego wykorzystywania napięcia stałego jest widoczna na wszystkich poziomach napięć, nie tylko w sieciach przesyłowych wysokich i najwyższych napięć HVDC, ale również w sieciach i urządzeniach średniego i niskiego napięcia. Powszechne staje się stosowanie napięcia stałego w układach fotowoltaicznych, trakcji, w napędach i transporcie elektrycznym, energoelektronice czy magazynach energii. Bez względu na rodzaj stosowanego napięcia, niezawodność sieci i urządzeń elektroenergetycznych w dużym stopniu zależy od bezawaryjnej pracy układów izolacyjnych. Z tego powodu zjawisko wyładowań niezupełnych rozważa się również w kontekście ich występowania w izolacji napięcia stałego.

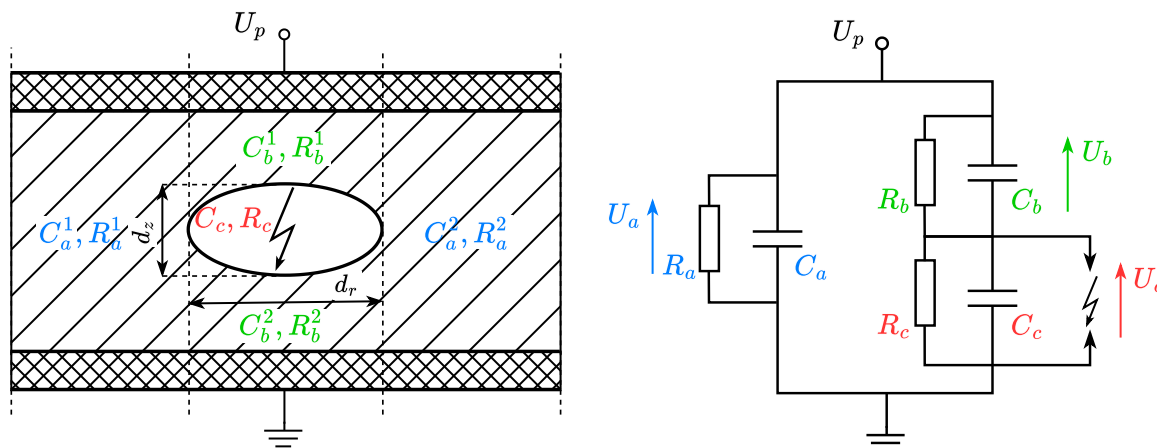
Rozkład natężenia pola elektrycznego w układach izolacyjnych AC zależy w głównej mierze od przenikalności elektrycznej materiałów izolacyjnych. Z tego powodu w modelu *a-b-c* dla wyładowań niezupełnych występują jedynie elementy *C*, reprezentujące pojemności poszczególnych obszarów dielektryka z wewnętrznym defektem (Rys. 4.2). Przy napięciu stałym DC, podstawowy rozkład natężenia pola jest determinowany przez rezystywności poszczególnych materiałów, wchodzących w skład układu izolacyjnego. Podczas wyładowania, przepływ ładunku związany jest jednak z występowaniem stanu nieustalonego, dlatego należy również uwzględnić przenikalności elektryczne materiałów. Zastępczy schemat obwodowy *a-b-c* może być nadal stosowany [82, 128, 152, 204], jednak oprócz pojemności, konieczne jest dodanie równolegle elementów *R*, reprezentujących rezystancje poszczególnych obszarów modelu (Rys. 4.5).

Częstość występowania impulsów *wnz* zależy od szybkości odbudowy natężenia pola we wtrącinie, co może być oszacowane za pomocą równania [82, 128, 152, 204]:

$$\tau_{DC} = \frac{R_b R_c (C_b + C_c)}{R_b + R_c} \quad (4.10)$$

gdzie:

- τ_{DC} – stała czasowa ładowania wtrąciny przy napięciu DC , s;
- R_b – rezystancja fragmentu dielektryka pod i nad defektem, Ω ;
- R_c – rezystancja wtrąciny, Ω .



Rys. 4.5 Model obwodowy służący do modelowania wyładowań niezupełnych przy napięciu stałym DC

Rezystywność materiałów dielektrycznych silnie zależy od temperatury. Jej wzrost powoduje znaczący (zależny od materiału) spadek rezystywności. Skutkuje to skróceniem czasu ładowania pojemności C_c , co prowadzi do skrócenia odstępów czasu pomiędzy kolejnymi impulsami wyładowań niezupełnych.

Przy stałej polarności napięcia rekombinacja ładunków powierzchniowych i neutralizacja zjonizowanych elektronów przez jony gazu jest utrudniona. Niektórzy autorzy utrzymywali, że ponowny wzrost wartości pola we wtrącinie następuje jedynie na drodze zaniku (odprowadzania do elektrod) ładunku powierzchniowego przez objętość dielektryka [2]. W takim podejściu, czas pomiędzy kolejnymi impulsami *wnz* jest determinowany w głównej mierze przez rezystywność materiału otaczającego wtrącinę, szczególnie rezystywność obszaru dielektryka pomiędzy inkluzją gazową a elektrodami. Oszacowany na podstawie zależności (3.7) czas zaniku ładunku, według tego mechanizmu, sięga jednak aż kilkudziesięciu minut. Nie jest to zgodne z przeprowadzonymi eksperymentami pomiarowymi [106], w których czas pomiędzy impulsami wynosił około 1 sekundy.

Z pomiarów impulsów *wnz*, przeprowadzonych dla różnych konfiguracji materiałów (*XLPE* i papier kablowy) otaczających wtrącinę [72] wynika, że czas pomiędzy impulsami zależy nie tylko od materiału wypełniającego przestrzeń między wtrąciną a elektrodami, ale również od materiału przylegającego do niej równolegle. Pan et al., na podstawie modelowania plazmy [220, 221] ustalili, że całkowity czas pomiędzy kolejnymi impulsami wyładowań przy napięciu DC jest sumą dwóch składników: statystycznego czasu opóźnienia zapłonu oraz czasu ponownego naładowania wtrąciny, zależnego od zaniku ładunków powierzchniowych.

Symulacje numeryczne rozkładu natężenia pola elektrycznego w układach modelowych

5.1 Numeryczne modelowanie wyładowań niezupełnych - wprowadzenie

Wyładowania niezupełne są zjawiskiem, które cechuje duża złożoność procesów fizycznych ich inicjowania i rozwoju. Jak przedstawiono w rozdziale 3, aby wyładowanie niezupełne mogło wystąpić, spełnione muszą być dwa podstawowe warunki [211]:

1. natężenie pola elektrycznego w obrębie defektu układu izolacyjnego musi przekroczyć wartość natężenia zapłonu wyładowań;
2. w obszarze, w którym spełniony jest pierwszy warunek musi się pojawić swobodny elektron (lub elektrony) inicjujący (inicjujące) rozwój wyładowania.

W związku z powyższym, pierwszym warunkiem, którego spełnienie należy zbadać podczas każdej procedury symulacji powstawania wyładowań niezupełnych jest warunek lokalnego przekroczenia wartości natężenia krytycznego. Z tego względu, dla analizy wyładowań w defektach układów izolacyjnych konieczne jest wyznaczenie rozkładów potencjału i natężenia pola elektrycznego, w szczególności w obszarze, w którym spodziewane jest wystąpienie wnz. Związane z tym obliczenia sprowadzają się do rozwiązania równania Laplace'a względem potencjału elektrycznego, metodami analitycznymi lub numerycznymi, w określonym obszarze (analiza 2D) lub w określonej objętości (analiza 3D).

Gdy warunek pierwszy zostaje spełniony, wówczas w kolejnym kroku procedury obliczeniowej należy dokonać testu spełnienia warunku drugiego. Ponieważ pojawienie się elektronów inicjujących rozwój wyładowania ma charakter stochastyczny, więc algorytm ich numerycznej generacji (aktywacji wyładowania) musi uwzględniać tę cechę procesu.

W układach izolacyjnych mogą występować zarówno jednorodne, jak i niejednorodne rozkłady pola elektrycznego. Przykładem układu izolacyjnego o jednorodnym rozkładzie pola E może być dielektryk umieszczony pomiędzy dwiema równoległymi elektrodami płaskimi, pod warunkiem, że zaniedba się zniekształcenia pola występujące na ich krawędziach. Gdy przyjmie się, że układ z defektem jest osiowosymetryczny i ułożony jest w cylindrycznym układzie współrzędnych, wówczas natężenie pola elektrycznego w inkluzji gazowej znajdującej się wewnątrz dielektryka jest złożoną funkcją kilku zmiennych [62]:

$$E_{void} = f(E_0, \varepsilon_{rd}, d_r, d_z) \quad (5.1)$$

gdzie:

- E_{void} – natężenie pola elektrycznego w inkluzji, V/m;
- E_0 – natężenie pola elektrycznego w dielektryku pochodzące od przyłożonego zewnętrznego napięcia, V/m;
- ε_{rd} – względna przenikalność elektryczna materiału izolacyjnego, w którym znajduje się inkluzja gazowa;
- d_r – grubość wtrąciny w kierunku osi r , m;
- d_z – grubość wtrąciny w kierunku osi z , m.

Natężenie pola elektrycznego w dielektryku bez defektu, wytworzone w układzie elektrod płaskich przez zewnętrzne napięcie U_p , można uznać za jednorodne. Jego wartość jest opisana wzorem:

$$E_0 = \frac{U_p}{a_d} \quad (5.2)$$

gdzie:

- U_p – przyłożone napięcie zewnętrzne, V;
- a_d – grubość dielektryka, m.

Jeśli wewnątrz jednorodnego dielektryka zostanie ułożona inkluzja gazowa o regularnych kształtach, sferyczna lub elipsoidalna, wówczas natężenie pola elektrycznego w tej inkluzji będzie większe aniżeli w otaczającym ją dielektryku. Stosunek wartości natężenia pola w inkluzji względem natężenia pola w dielektryku może być opisany za pomocą współczynnika wzmocnienia f_c , który jest zależny od wymiarów geometrycznych inkluzji oraz od przenikalności elektrycznej materiału izolacyjnego [62]:

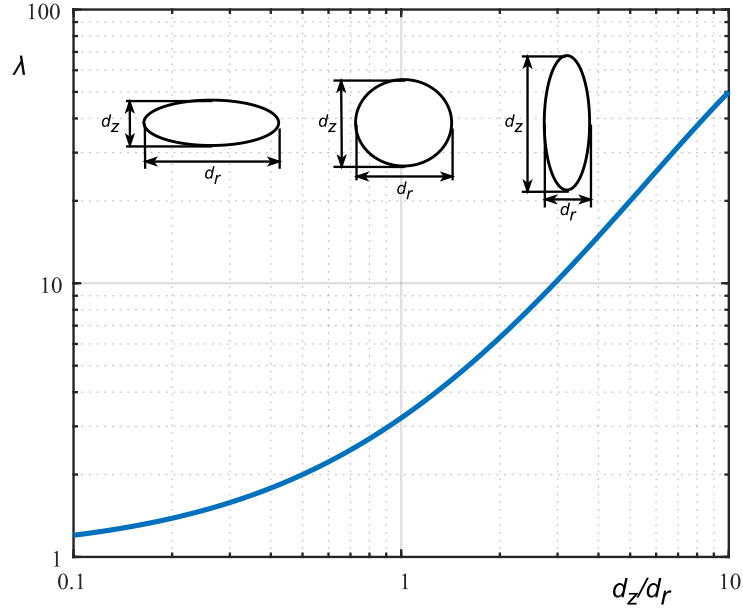
$$f_c = \frac{\lambda \varepsilon_{rd}}{1 + (\lambda - 1) \varepsilon_{rd}} \quad (5.3)$$

gdzie:

- λ – współczynnik geometrii zależny od wymiarów inkluzji.

$$\lambda = f\left(\frac{d_z}{d_r}\right) \quad (5.4)$$

Współczynnik geometrii λ jest zależny od stosunku wymiarów inkluzji gazowej w osiach r i z . Na rysunku 5.1 przedstawiono wpływ wymiarów geometrycznych wtrąciny na wartość parametru λ .



Rys. 5.1 Zależność współczynnika λ od stosunku d_z/d_r inkluzji gazowej (na podstawie [62])

Analizując wpływ geometrii inkluzji na współczynnik wzmocnienia pola należy rozważyć trzy podstawowe przypadki:

1. defekt sferyczny, w którym $d_z = d_r$ (Rys. 5.2b);
2. defekt elipsoidalny umieszczony dłuższym wymiarem równolegle do linii pola $d_z > d_r$ (Rys. 5.2a)
3. defekt elipsoidalny umieszczony dłuższym wymiarem prostopadle do linii pola $d_z < d_r$ (Rys. 5.2c).

W pierwszym przypadku, dla inkluzji sferycznej, wartość współczynnika wzmocnienia natężenia pola elektrycznego wynosi ($\lambda \cong 3$):

$$f_c = \frac{\lambda \varepsilon_{rd}}{1 + (\lambda - 1) \varepsilon_{rd}} = \frac{3 \varepsilon_{rd}}{1 + (3 - 1) \varepsilon_{rd}} = \frac{3 \varepsilon_{rd}}{1 + 2 \varepsilon_{rd}} \quad (5.5)$$

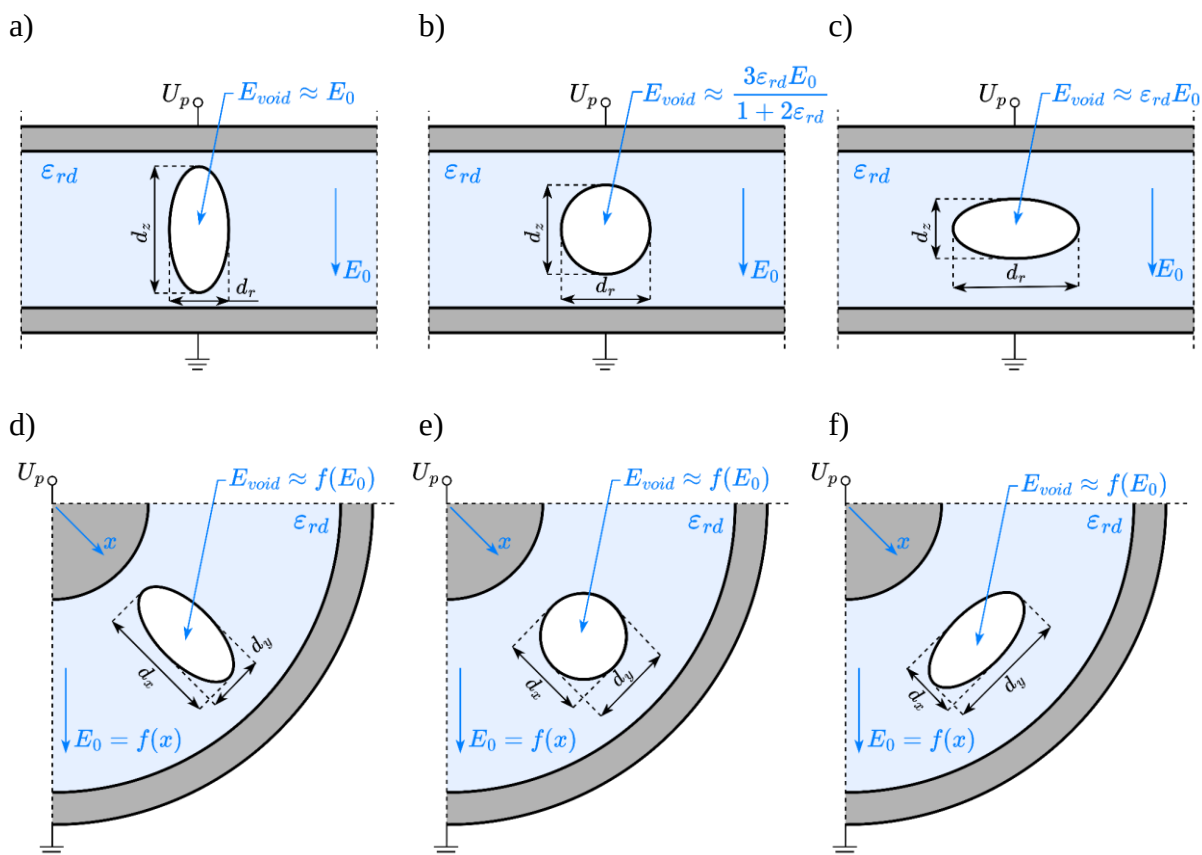
Natężenie pola elektrycznego w elipsoidalnej inkluzji gazowej, rozciąganej w kierunku elektrod jest w przybliżeniu równe wartości jednorodnego natężenia pola elektrycznego w dielektryku. Dla tego przypadku wartość współczynnika wzmocnienia pola elektrycznego wynosi ($\lambda \rightarrow \infty$):

$$\lim_{\lambda \rightarrow \infty} f_c = \lim_{\lambda \rightarrow \infty} \frac{\lambda \varepsilon_{rd}}{1 + (\lambda - 1) \varepsilon_{rd}} = \lim_{\lambda \rightarrow \infty} \frac{\frac{d\lambda \varepsilon_{rd}}{d\lambda}}{\frac{d(1 + (\lambda - 1) \varepsilon_{rd})}{d\lambda}} = \lim_{\lambda \rightarrow \infty} \frac{\varepsilon_{rd}}{\varepsilon_{rd}} = 1 \quad (5.6)$$

W trzecim przypadku, dla spłaszczonej inkluzji gazowej, umieszczonej prostopadle do linii natężenia pola elektrycznego, wartość natężenia jest równa wartości natężenia zewnętrznego pola elektrycznego, pomnożonej przez przenikalność elektryczną względną dielektryka, w której znajduje się inkluzja. Dla takiego przypadku wartość współczynnika wzmocnienia pola elektrycznego wynosi ($\lambda = 1$):

$$f_c = \frac{\lambda \varepsilon_{rd}}{1 + (\lambda - 1) \varepsilon_{rd}} = \frac{1 \varepsilon_{rd}}{1 + (1 - 1) \varepsilon_{rd}} = \varepsilon_{rd} \quad (5.7)$$

W przypadku, gdy poszukiwana jest odpowiedź na pytanie: „Czy w danym układzie izolacyjnym istnieje możliwość/niebezpieczeństwo występowania wyladowań?”, wówczas wystarczające może okazać się wyznaczenie maksymalnej wartości natężenia pola elektrycznego w defekcie (np. metodami analitycznymi) i zweryfikowanie czy nie przekracza ona wartości natężenia zapłonu wyladowań niezupełnych. Jeżeli powodem analiz jest jednak potrzeba odwzorowania zjawisk fizycznych zachodzących podczas kolejnych etapów wyladowania, w układach izolacyjnych o skomplikowanej geometrii, wówczas potrzebne jest narzędzie, które pozwoli na stosunkowo szybkie i dokładne wyznaczenie wartości rozkładów potencjału V i natężenia pola E w badanych układach. Rozwiązanie równań Laplace’a lub Poissona metodami analitycznymi jest możliwe tylko dla nieskomplikowanych układów izolacyjnych. W przypadku bardziej zaawansowanych geometrii układów izolacyjnych lub samych defektów (np. Rys. 5.2d, e, f), pozostaje poszukiwanie rozwiązań metodami numerycznymi.



Rys. 5.2 Przykłady wtrącin gazowych o różnych kształtach, znajdujących się w: a), b), c) jednorodnym polu elektrycznym układu elektrod płaskich; d), e), f) w polu elektrycznym izolacji kabla elektroenergetycznego

Narzędziami dla rozwiązywania i numerycznej analizy problemów polowych są specjalizowane metody i programy komputerowe, realizujące procesy obliczeń w sposób algorytmiczny. Wymienić można dwie podstawowe metody, które są używane do numerycznego rozwiązywania równań różniczkowych cząstkowych: *Metodę Elementów Skończonych*, MES (ang. *Finite Element Method*, FEM) oraz *Metodę Elementów Brzegowych*, MEB (ang. *Boundary Element Method*, BEM). Pierwsza z nich znalazła szersze zastosowanie w specjalistycznych programach komputerowych, wspomagających obliczenia i symulacje numeryczne.

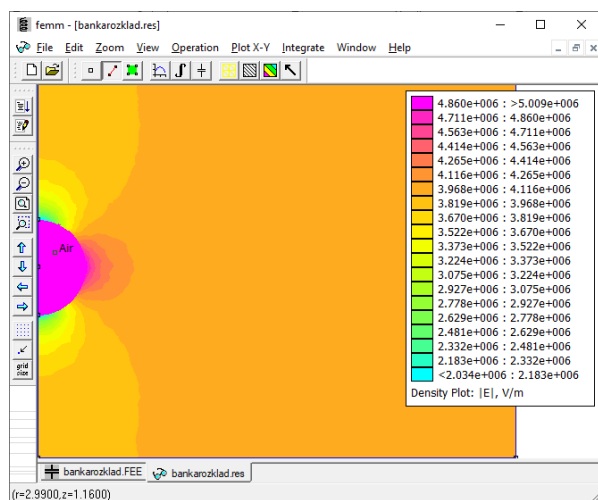
Obecnie dostępnych jest wiele programów, służących do obliczeń i symulacji numerycznych metodą MES, dostosowanych do obliczeń elektrostatycznych lub zawierających kompletne moduły AC/DC. Wśród nich są programy bardzo proste, pozwalające wyznaczyć jedynie rozkłady potencjału V i natężenia pola E , jak również rozbudowane pakiety obliczeniowe, wyposażone w skomplikowane narzędzia analizy numerycznej. Zwykle pozwalają one na wszechstronną symulację rozbudowanych modeli, z uwzględnieniem wielu zjawisk fizycznych oraz na wyznaczenie większości poszukiwanych parametrów.

Bez względu na zaawansowanie programu, w każdej z procedur symulacji wyróżnić można kilka niezbędnych jej etapów. Pierwszym z nich jest wybór geometrii modelu. Zazwyczaj istnieje możliwość symulacji prostych modeli jednowymiarowych 1D, dwuwymiarowych 2D oraz, w bardziej zaawansowanych programach, modeli trójwymiarowych 3D. Modele 3D można, przy pewnych założeniach, dotyczących ich symetrii, przekształcić do modeli 2D, co umożliwia ich analizę również w prostszych programach. Kolejny etap to zidentyfikowanie i zdefiniowanie zjawisk fizycznych, które zachodzą w badanym układzie oraz określenie czy analizowany model jest stacjonarnym, czy też zależny od czasu. Będzie to miało wpływ na formułowanie i sposób rozwiązywania równań. Następnie, konieczne jest stworzenie geometrii modelu, przez ręczne narysowanie w interfejsie GUI programu albo przez import gotowej geometrii, narysowanej uprzednio w programie typu CAD. Geometrycznie zdefiniowany model jest następnie dzielony na mniejsze fragmenty, zgodnie z założeniami metody MES, tworząc siatkę obliczeniową (ang. *mesh*). Od rozmiarów elementów siatki zależy dokładność uzyskanych wyników, jednak duże zagęszczanie siatki prowadzi do zwiększenia złożoności obliczeniowej modelu i wydłużeniu czasu symulacji. Jest to ważny etap, w którym doświadczenie symulacyjne oraz wiedza ekspercka o zachodzących zjawiskach pozwala przewidzieć miejsca newralgiczne, które wymagają zagęszczenia siatki. Bardzo ważnym krokiem jest określenie warunków brzegowych, które są niezbędne w procesie rozwiązywania problemu. Tak sformułowane zadanie symulacyjne jest następnie rozwiązywane przez jeden z dostępnych *solverów*, a uzyskane wyniki przedstawiane w wybrany przez użytkownika sposób.

Jednym z prostych i darmowych programów do obliczeń numerycznych MES jest program FEMM. Został on zastosowany przez autora rozprawy w początkowych etapach pracy, jako proste narzędzie pierwszego wyboru (FEMM ver. 4.2). Program ten pozwala na rozwiązywanie zagadnień dwuwymiarowych oraz trójwymiarowych, w których można założyć pewne warunki symetrii. W programie FEMM możliwa jest symulacja problemów płaskich (ang. *planar*), w których zakłada się, że rozkład pola jest jednakowy we wszystkich płaszczyznach

osi z. Drugim modelem jest model osiowosymetryczny (ang. *axisymmetric*), który zakłada jednakowy rozkład pola w każdej płaszczyźnie, która powstaje przez obrócenie pewnej powierzchni wokół osi symetrii. W programie FEMM możliwe jest przeprowadzenie wszystkich istotnych etapów symulacji, od stworzenia modelu geometrycznego, przez generację siatki, aż po obliczenia i prezentację wyników. Program pozwala na symulację problemów: magnetycznych, elektrostatycznych, cieplnych i przepływu prądu [191]. Rysunek 5.3a przedstawia główne okno programu, z mapą barwną natężenia pola elektrycznego E , dla jednego z modeli wewnętrznej wtrąciny gazowej, analizowanych w początkowym okresie przygotowania niniejszej pracy.

a)



b)

```

----- PROGRAM GŁÓWNY -----
while (kat<kat_max) do
    data[k] = {};
    data[k][1] = k;
    data[k][2] = kat;
    data[k][3] = U_peak*sin(rad(kat));
-- NAPIĘCIE ZEWNĘTRZNE --
el_modifyboundprop("ladunek",2,0);
el_modifyboundprop("ladunek",2,0);
el_modifyconductorprop("+V",1,data[k][3])
el_clearselected()
-- LADUNEK -----
el_modifyboundprop("ladunek",2,gestosc_dol);
el_modifyboundprop("ladunek",2,gestosc_gora);
el_modifyconductorprop("+V",1,0)
el_clearselected()
el_analyze(1)
el_loadsolution()
el_clearselected()
eo_clearcontour()
V,Dx,Dy,Ex,Ey = eo_getpointvalues(0,0);
data[k][5] = Ey;

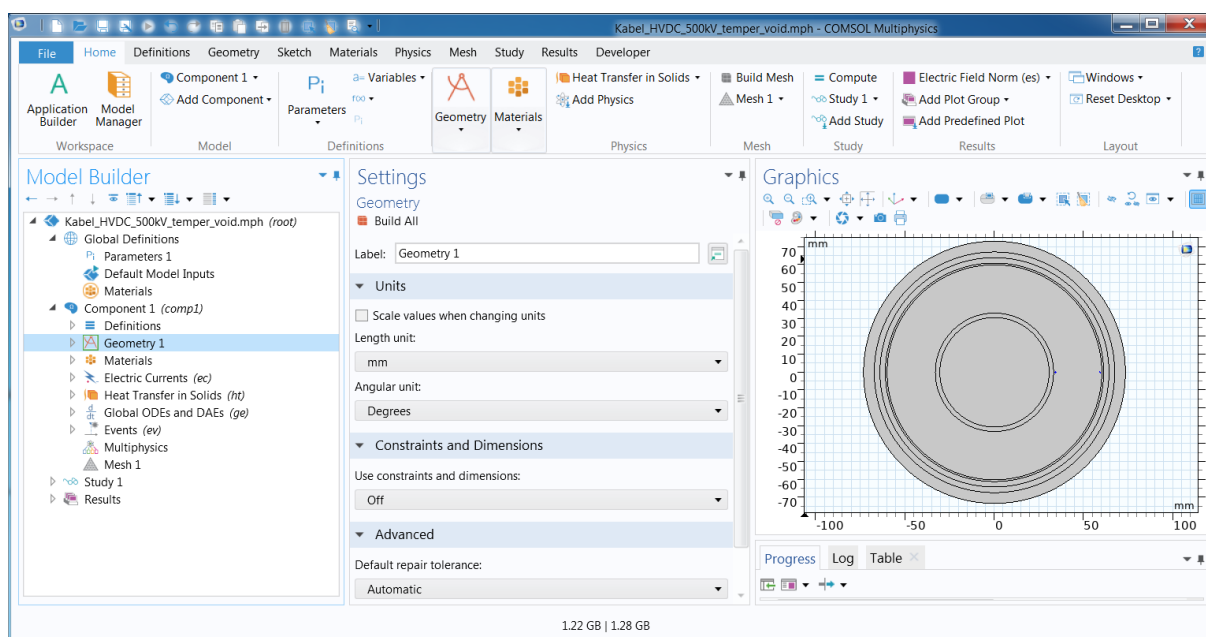
```

Rys. 5.3 Program FEMM ver. 4.2: a) okno główne programu; b) fragment skryptu w języku *LUA*

Program FEMM w wersji 4.2 jest narzędziem, które pozwala na proste i intuicyjne tworzenie modeli symulacyjnych, w celu analizy rozkładu pola i możliwości powstawania wyladowań. Aplikacja ta ma jednak ograniczenia, które utrudniają pełną analizę wnz. Jednym z nich jest brak możliwości symulacji zmienności rozkładów pola w dziedzinie czasu, co uniemożliwia odwzorowanie zachowania modelu stymulowanego np. przebiegami odkształconymi. Częściowym rozwiązaniem tego problemu, pomagającym zautomatyzować algorytm symulacyjny, jest użycie skryptów języka programowania *LUA* [125]. Dzięki nim możliwe jest automatyczne sterowanie parametrami modelu, takimi jak: wartość napięcia w kolejnych chwilach czasu, przenikalność elektryczna materiałów oraz ich geometria. Innym problemem są symulacje pełnych geometrii 3D (np. wtrącina w izolacji kabla lub izolatora przepustowego), bowiem program umożliwia analizę modeli w pewien określony sposób symetrycznych. Pomimo tych ograniczeń program FEMM może być z powodzeniem stosowany do podstawowej analizy wpływu różnych czynników fizycznych na parametry wyladowań niezupełnych [194, 292].

Przedstawione problemy symulacyjne, ograniczające budowę i analizę złożonych modeli, mogą być wyeliminowane przez stosowanie zaawansowanych programów symulacyjnych. Jednym z nich, w którym zrealizowano większość analiz polowych przedstawionych w rozprawie, jest pakiet COMSOL Multiphysics. Jest to platforma symulacyjna ogólnego

przeznaczenia stosowana we wszystkich obszarach inżynierii, produkcji i badań naukowych. Przyjazny interfejs użytkownika prowadzi go przez wszystkie etapy procesu symulacyjnego. Program umożliwia tworzenie pełnowymiarowych geometrii 3D oraz geometrii uproszczonych, co pozwala na zmniejszenie liczby elementów siatki i przyspieszenie obliczeń. Dodatkowo, program został wyposażony w liczne moduły funkcjonalne oraz bibliotekę materiałów, do których zostały przypisane ich właściwości i parametry. Dużym atutem pakietu, jest możliwość zaimplementowania sprzężenia kilku zjawisk fizycznych w jednym modelu symulacyjnym. Podczas przetwarzania końcowego, możliwe jest dostosowanie sposobu wizualizacji danych wynikowych do potrzeb użytkownika [40]. Na rysunku 5.4 przedstawiono okno główne programu COMSOL podczas symulacji wyładowań niezupełnych w kablu DC.



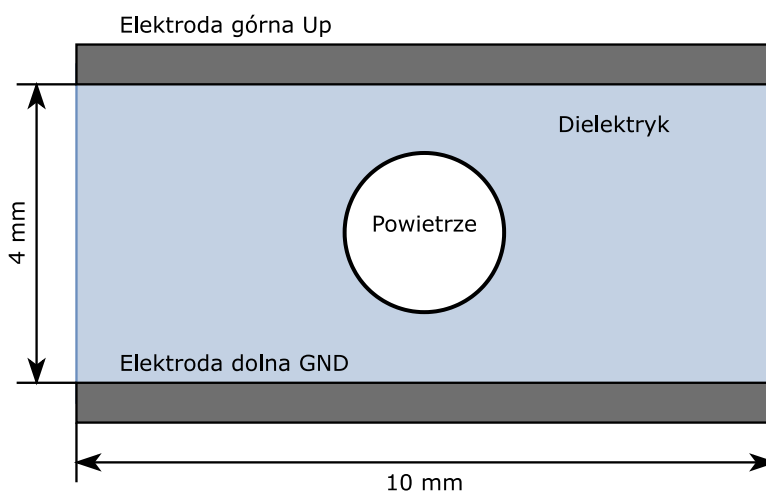
Rys. 5.4 Interfejs użytkownika programu COMSOL Multiphysics 6.0

Symulacje i analizy polowe przedstawione w niniejszej rozprawie zostały wykonane przy zastosowaniu programu COMSOL Multiphysics w wersji 6.0. Dla wygenerowania ciągów czasowych impulsów *w_{nz}* oraz ich przetworzenia do postaci obrazów fazowo-rozdzielczych symulacje *MES* były inicjowane sekwencyjnie przez dedykowane procedury realizowane w środowisku programu MATLAB R2021b. Program ten był również zastosowany dla dalszego przetworzenia i wizualizacji wyników symulacji.

5.2 Wewnętrzna inkluzja gazowa w polu jednorodnym

Pierwszym (i podstawowym), analizowanym modelem izolacji z defektem jest model wewnętrznej inkluzji gazowej, w jednorodnym polu elektrycznym. W rzeczywistych układach izolacyjnych, taki przypadek odpowiada sytuacji, w której analiza powstawania *w_{nz}* zostaje zawężona do tego obszaru w układzie izolacyjnym, w którym pole *E* jest jednorodne. Przykładem tego może być na przykład izolacja pręta maszyny elektrycznej wirującej (silnika lub generatora), w jego części płaskiej, umieszczonej w żłobku stojana.

Model został utworzony w programie COMSOL Multiphysics 6.0. Jest to model osiowo symetryczny '2D axisymmetric'. Generalnie, pole wytworzone przez napięcie AC jest zależne zarówno od przenikalności elektrycznej, jak i konduktywności materiałów izolacyjnych. Dla częstotliwości 50/60 Hz pole elektryczne zależy jednak w głównej mierze od przenikalności elektrycznej, więc wpływ konduktywności jest zwykle pomijany w zastępczym modelu obwodowym. Pole o takiej częstotliwości jest dobrze odwzorowane polem elektrostatycznym [67]. Z tego powodu, dla dokonania analizy został wybrany model '*Electrostatics*'. Cały model, wraz z defektem powstaje przez obrót zdefiniowanej powierzchni wokół jej osi symetrii. Symulacje zostały przeprowadzone dla stanu ustalonego '*Stationary Study*'. Na rysunku 5.5 przedstawiono geometrię analizowanego modelu symulacyjnego.



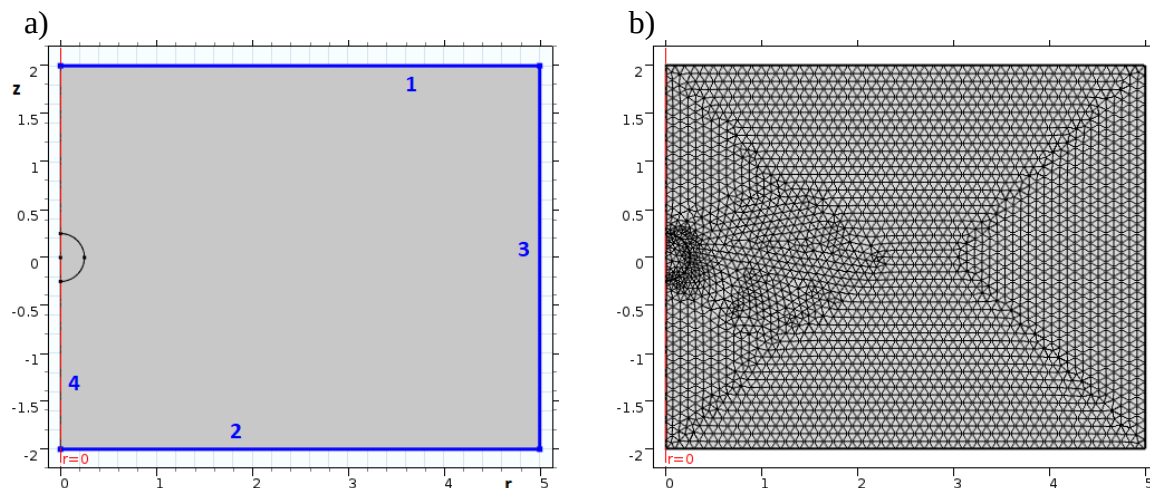
Rys. 5.5 Schemat modelu do symulacji rozkładu natężenia pola elektrycznego w obrębie defektu sferycznego umieszczonego w polu jednorodnym

Badany układ zawiera sferyczną inkluzję powietrzną o średnicy 0.5 mm, umieszczoną centralnie w dielektryku stałym o kształcie walca o promieniu 5 mm. Cały układ umieszczony jest pomiędzy okrągłymi elektrodami płaskimi. Odległość pomiędzy elektrodami, a zarazem grubość dielektryka wynosi 4 mm. Dolna elektroda jest uziemiona, a do górnej przyłożone jest napięcie probiercze U_p o amplitudzie 1 kV, odpowiadającej wartości maksymalnej napięcia przemiennego AC. Założono przenikalność elektryczną względną dielektryka równą 2.5 oraz powietrza w inkluzji równą 1. W tabeli 5.1 zebrano podstawowe parametry modelu, definiujące go podczas wykonywania symulacji.

Tabela 5.1 Podstawowe parametry modelu wtrąciny w jednorodnym polu elektrycznym

Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Promień dielektryka	r_d	5	mm
Grubość dielektryka	a_d	4	mm
Średnica wtrąciny	d	0.5	mm
Napięcie probiercze	U_p	1	kV
Przenikalność względna dielektryka	ϵ_{rd}	2.5	-
Przenikalność względna wtrąciny	ϵ_{rvoid}	1	-

Na rysunku 5.6 przedstawiono kopię grafiki z programu COMSOL, z wygenerowaną geometrią modelu symulacyjnego (Rys. 5.6a) oraz nałożoną siatką dyskretyzacji obszaru analizy (Rys. 5.6b). Na rysunek nałożono dodatkowo osie r i z , w celu jednoznacznego opisu współrzędnych geometrycznych. Dodano również ponumerowane wartości graniczne ‘Boundary’, użyte w modelu, które zostały zestawione i zdefiniowane w tabeli 5.2.



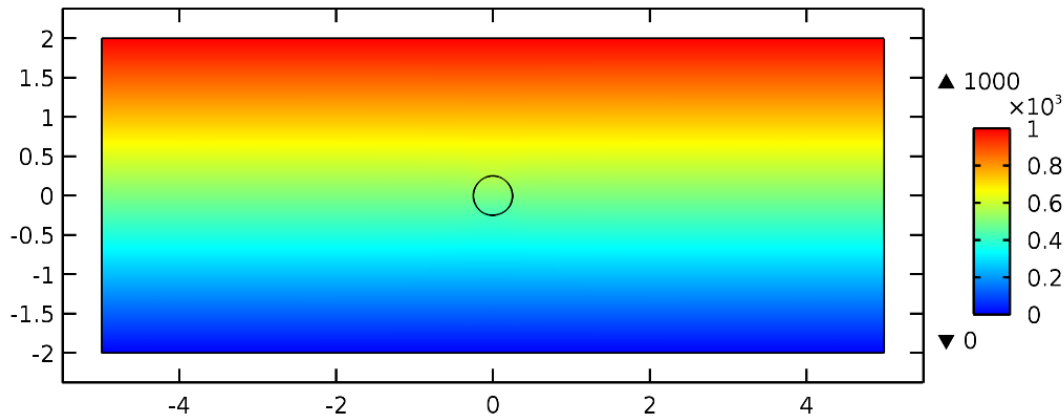
Rys. 5.6 Model wtrąciny gazowej w polu jednorodnym utworzony w programie COMSOL Muliphysics: a) z nałożonymi osiami oraz wartościami granicznymi; b) nałożona siatka dyskretyzacji obszaru analizy.

Tabela 5.2 Przyjęte zależności graniczne dla modelu o polu jednorodnym

Nr	Boundary	Wyrażenie
1	Electric Potencial	$V = U_p$
2	Ground	$V = 0$
3	Zero Charge	$n \cdot D = 0$
4	Axial Symmetry	

W programie COMSOL Multiphysics możliwe jest predefiniowanie parametrów siatki, które są kontrolowane przez program, na podstawie parametrów symulowanych zjawisk oraz wybranego przez użytkownika stopnia dokładności. Jest to 9 stopni dokładności, od ‘*extremely coarse*’ poprzez ‘*normal*’, aż do ‘*extremely fine*’). Jeśli użytkownik uzna te warianty za niewystarczające, wówczas możliwa jest także indywidualna modyfikacja elementów siatki, w szerokim zakresie.

Jednym ze sposobów na skrócenie czasu obliczeń, przy jednoczesnym zachowaniu ich dokładności (w newralgicznych miejscach modelu), jest zagęszczenie siatki jedynie w obszarach, które są istotne z punktu widzenia analizy pola E . W pozostałym obszarze modelu, możliwe jest rozrzedzenie siatki. W analizowanym przypadku, zasadne jest zwiększenie rozdzielczości geometrycznej w obszarze obecności inkluzji gazowej, bez zmiany wielkości elementów siatki w pozostałej części dielektryka. Na rysunku 5.7 przedstawiono rozkład potencjału elektrycznego w badanym modelu.



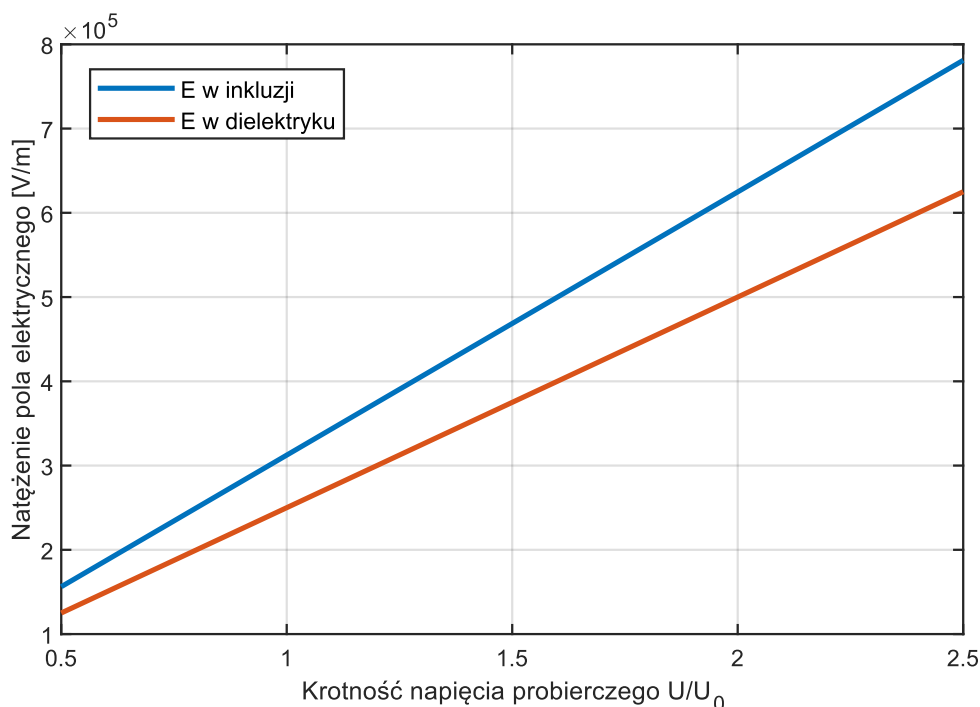
Rys. 5.7 Rozkład potencjału elektrycznego V [V] w podstawowym modelu wtrąciny gazowej; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

5.2.1 Wpływ wartości napięcia probierczego

Na wstępie zasymulowano wpływ wartości napięcia probierczego na wartość natężenia pola elektrycznego we wnętrzu modelowej inkluzji sferycznej, w jej środku, w punkcie o współrzędnych $(0,0)$. Obserwowano również wartość jednorodnego pola w dielektryku, w punkcie o współrzędnych $(4,0)$. Wartość napięcia zmieniano w zakresie od 0.5 do 2.5 podstawowego napięcia probierczego, co odpowiada wartościom od 0.5 kV do 2.5 kV. Pozostałe parametry pozostawały bez zmian. Wyniki zostały przedstawione na rysunku 5.8. Natężenia pola elektrycznego w dielektryku, jak i w inkluzji gazowej zależą liniowo od wartości napięcia probierczego. Wartość i przebieg napięcia zasilającego próbki modelowe oraz rzeczywiste układy izolacyjne, mają fundamentalny wpływ na maksymalną wartość pola elektrycznego w defektach, a co za tym idzie na powstawanie wyładowań niezupełnych.

W badanym obiekcie modelowym, dla napięcia probierczego wynoszącego 0.5 kV, natężenia pola elektrycznego w dielektryku oraz we wtrącinie gazowej wynoszą odpowiednio 0.125 kV/mm i 0.156 kV/mm. Przy napięciu 2.5 kV te wartości wynoszą już 0.625 kV/mm i 0.781 kV/mm. Oznacza to, że współczynnik wzmocnienia pola w środku inkluzji o średnicy 0.5 mm wynosi około 1.25.

Zachowanie liniowości wartości pola w dielektryku stałym i inkluzji gazowej względem napięcia przyłożonego do elektrod modelu pozwala na łatwe skalowanie wartości natężenia pola elektrycznego dla różnych napięć zasilających. Wniosek ten pozostaje ważny również dla innych, nawet bardzo skomplikowanych, geometrii układu izolacyjnego i wtrąciny gazowej. Dzięki temu możliwe jest odwrócenie zadanego problemu i, dla przykładu, próba oszacowania jaką wartość powinno mieć napięcie przyłożone do układu, aby nastąpiło przekroczenie pola krytycznego w inkluzji. Dla analizowanej wtrąciny, o średnicy 0.5 mm, natężenie zapłonu E_{inc} wynosi około 6 kV/mm (Rys. 3.1). Takie natężenie zostanie osiągnięte we wtrącinie, po przyłożeniu do próbki napięcia wynoszącego około 19.2 kV.

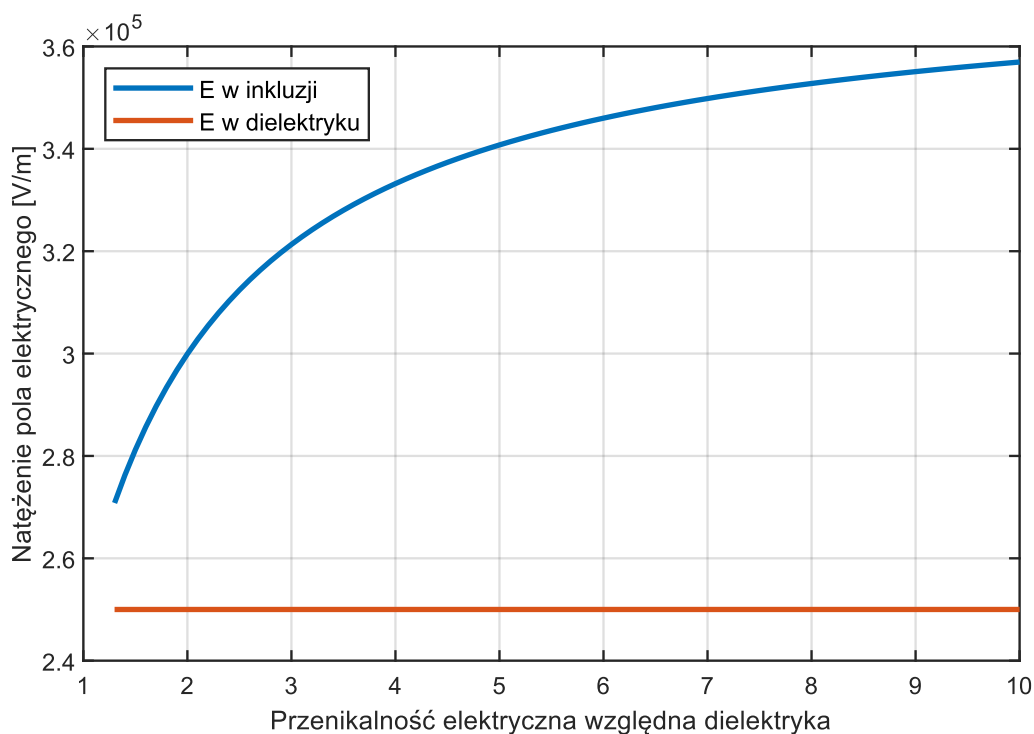


Rys. 5.8 Wartość natężenia pola elektrycznego w dielektryku oraz w środku inkluzji gazowej w funkcji przyłożonego napięcia probierczego; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

5.2.2 Wpływ przenikalności elektrycznej dielektryka stałego

Jednym z istotnych parametrów, koniecznym do uwzględnienia podczas przeprowadzania symulacji powstawania wyładowań niezupełnych, jest wartość przenikalności elektrycznej względnej (stałej dielektrycznej) dielektryka otaczającego inkluzję gazową ϵ_{rd} . Różnorodność stosowanych materiałów izolacyjnych sprawia, że jest ona zmienna, w zależności od rodzaju urządzenia, podczas gdy wartość stałej dielektrycznej gazów przyjmowana jest zawsze jako równa 1 (dla powietrza w warunkach normalnych wynosi ona ok. 1.0006). Na rysunku 5.9 zilustrowano wpływ przenikalności względnej dielektryka na natężenie pola elektrycznego w obserwowanych punktach we wtrącinie oraz w dielektryku. Założono zmianę wartości stałej dielektrycznej materiału izolacyjnego w zakresie od 1.3 do 10.

Natężenie pola w dielektryku jest stałe, niezależne od jego przenikalności. Jego wartość wynika z prostej zależności $E_0 = U_p/a_d$ (dla napięcia 1 kV wartość pola E_0 wynosi 0.25 kV/mm). Inny charakter ma zależność natężenia pola wewnątrz inkluzji, które jest silnie zależne od przenikalności elektrycznej dielektryka ϵ_{rd} , szczególnie w zakresie wartości do ok. 5. Wartość pola we wtrącinie zmienia się w analizowanym przypadku w granicach od 0.271 kV/mm dla $\epsilon_{rd} = 1.3$, do 0.357 kV/mm w przypadku $\epsilon_{rd} = 10$, co jest zgodne z zależnością (5.3). Z tego powodu wtrąciny zlokalizowane w materiałach o wysokiej wartości stałej elektrycznej (np. szkło), są bardziej narażone na przekroczenie natężenia zapłonu, niż defekty w materiałach typu XLPE, o stosunkowo niskiej przenikalności, wynoszącej około 2.25. Uwaga ta dotyczy również wszelkiego rodzaju układów warstwowych, gdzie pole elektryczne jest niejako wypychane do warstw o niższej stałej dielektrycznej.



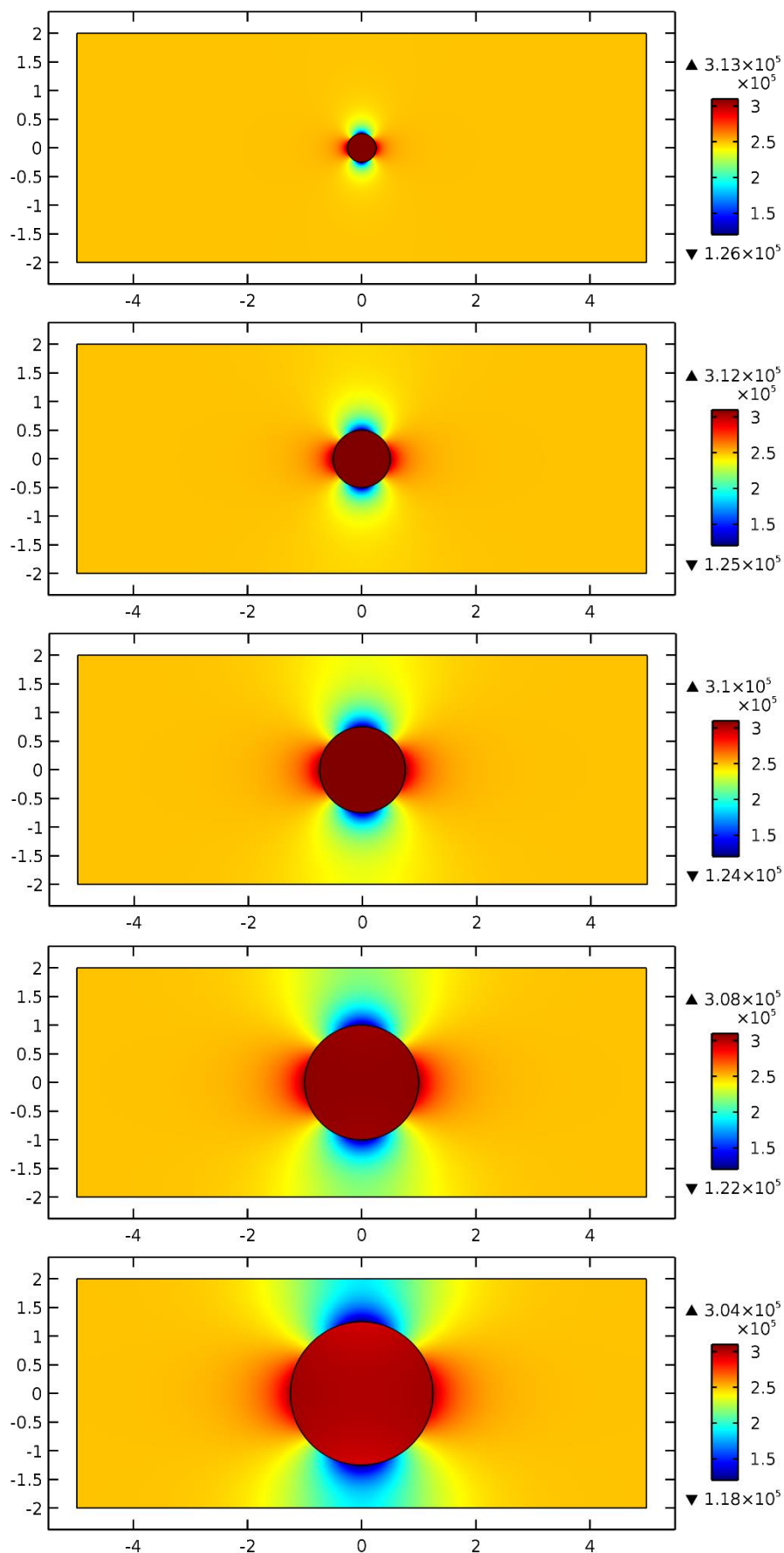
Rys. 5.9 Zależność natężenia pola elektrycznego wewnątrz inkluzji sferycznej od wartości przenikalności elektrycznej względnej dielektryka stałego ϵ_{rd} ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

5.2.3 Wpływ rozmiaru inkluzji gazowej

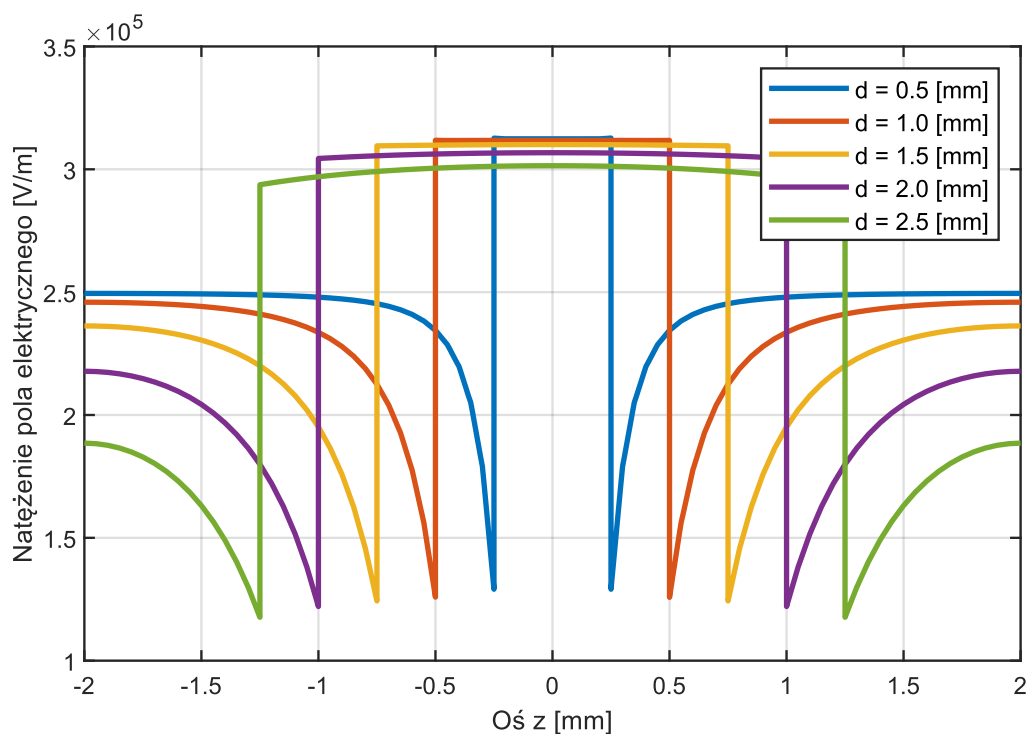
W celu zbadania wpływu wielkości sferycznej inkluzji gazowej na wartość i rozkład natężenia pola elektrycznego w jej otoczeniu, przeprowadzono symulacje numeryczne dla różnych średnic wtrąciny, a pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

Na rysunku 5.10 przedstawiono rozkłady natężenia pola elektrycznego dla inkluzji gazowej o różnych średnicach $d = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm. Dla łatwiejszego porównania otrzymanych wyników, dla każdej grupy map barwnych obowiązuje ta sama skala kolorów. Naniesiono również osie wyskalowane w mm. Dodatkowo, po prawej stronie każdego z rozkładów, ponad i pod skalą kolorów, zostały umieszczone: wartość minimalna (strzałka w dół) oraz maksymalna (strzałka w górę) natężenia pola elektrycznego, osiągnięta w symulowanym układzie modelowym. (Uwaga: Ten sposób prezentacji danych został zastosowany na wszystkich kolejnych rysunkach tego typu, zawartych w rozprawie!).

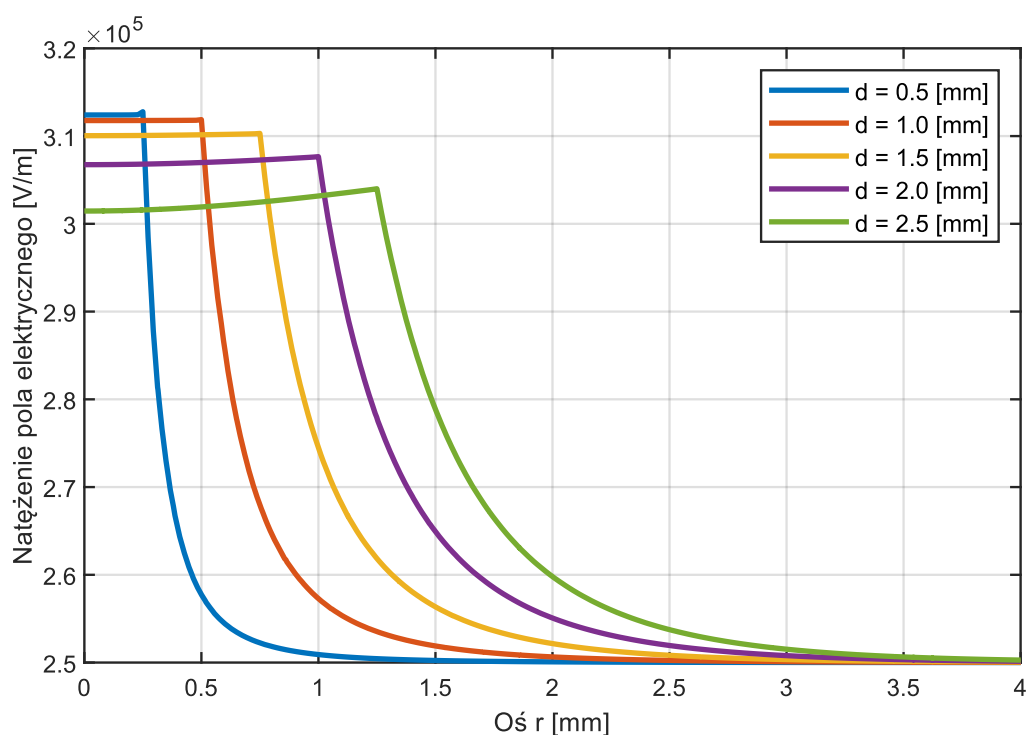
Na rysunkach 5.11 oraz 5.12 przedstawiono wykresy wartości natężenia pola elektrycznego, odpowiednio wzdłuż osi z i r układu, dla analizowanych przypadków. Z kolei na rysunku 5.13 zademonstrowano wpływ wielkości wtrąciny powietrznej na wartość natężenia pola elektrycznego w jej środku, dla zakresu średnic od 0.1 mm do 4 mm.



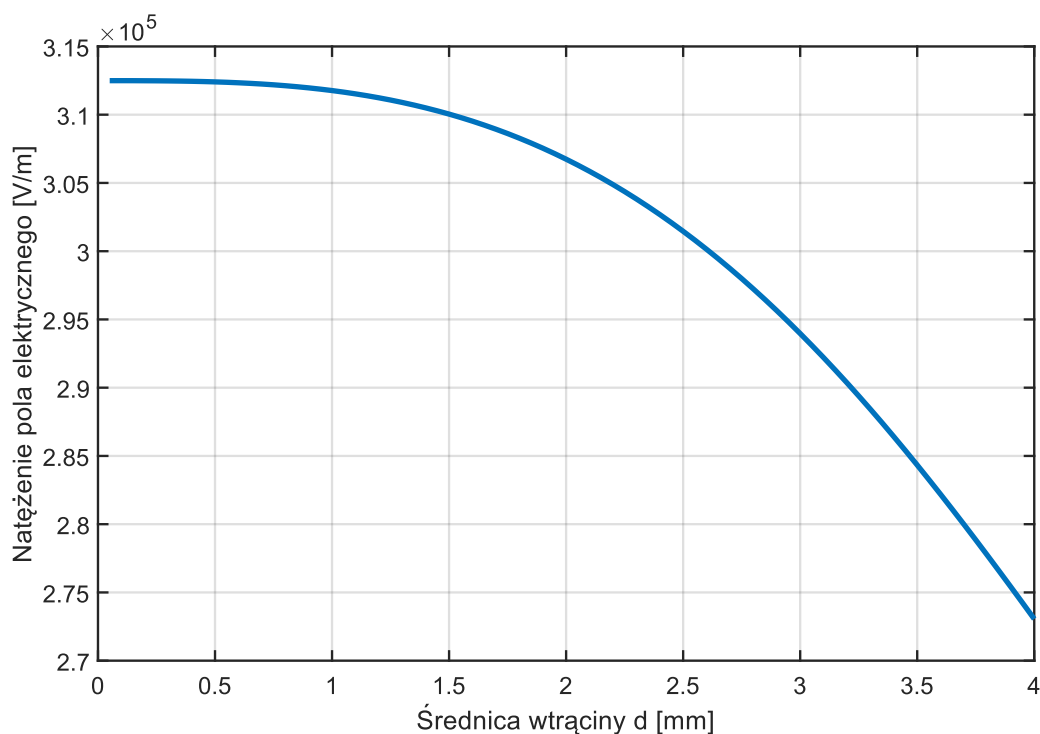
Rys. 5.10 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla inkluzji o różnej średnicy d ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.11 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi z dla inkluzji gazowych o różnej średnicy d ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.12 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi r dla inkluzji o różnej średnicy d ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.13 Wykres natężenia pola elektrycznego E wewnątrz inkluzji w funkcji jej średnicy d ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

Analiza uzyskanych wyników jednoznacznie wskazuje, że wielkość wtrąciny gazowej ma wpływ istotny na wartość i rozkład natężenia pola elektrycznego w jej otoczeniu. Natężenie pola osiąga wartość maksymalną dla wtrącin o najmniejszej średnicy (około 0.313 kV/mm dla d z zakresu od 0.1 mm do 0.5 mm). Wraz z powiększaniem inkluzji, natężenie pola elektrycznego w jej wnętrzu maleje. Zjawisko jest szczególnie zauważalne, gdy wielkość wtrąciny osiąga wartości zbliżone do grubości materiału izolacyjnego. W takim przypadku wtrącina jest na tyle duża, że jej obecność w znacznym stopniu zaburza rozkład pola pomiędzy elektrodami. W przypadku symulowanego układu modelowego zauważalną wartością graniczną jest średnica około 1 mm, co odpowiada 25% wartości odległości pomiędzy elektrodami. W praktyce oznacza to, że niebezpieczne ze względu na możliwość powstawania wnz są stosunkowo małe wtrąciny, jednak po zmniejszeniu wymiaru defektu poniżej pewnej wartości, wzrost pola osiąga pewną niemal ustaloną wartość maksymalną. Należy jednak zauważyć, że wyładowania mogą powstawać we wtrącinie dopiero po przekroczeniu natężenia zapłonu E_{inc} , a jego wartość wzrasta wraz ze zmniejszaniem rozmiaru wtrąciny (Rys. 3.1). Tak więc, wraz ze zmniejszaniem wtrąciny wartość pola w jej wnętrzu rośnie, ale równocześnie, rośnie natężenie zapłonu. Z porównania tych dwóch zależności można wyznaczyć **rozmiar krytyczny** d_{cr} (przy którym $E_{void} = E_{inc}$), jako minimalny rozmiar inkluzji gazowej, dla którego pojawia się ryzyko powstawania wyładowań.

Analizując kolorowe mapy bitowe (Rys. 5.10) oraz wykresy rozkładu natężenia pola wzdłuż osi r i z (Rys. 5.11 i 5.12), można zauważyć charakterystyczny spadek wartości pola zarówno w gazie, jak i dielektryku, w obrębie górnej i dolnej powierzchni granicznej pomiędzy

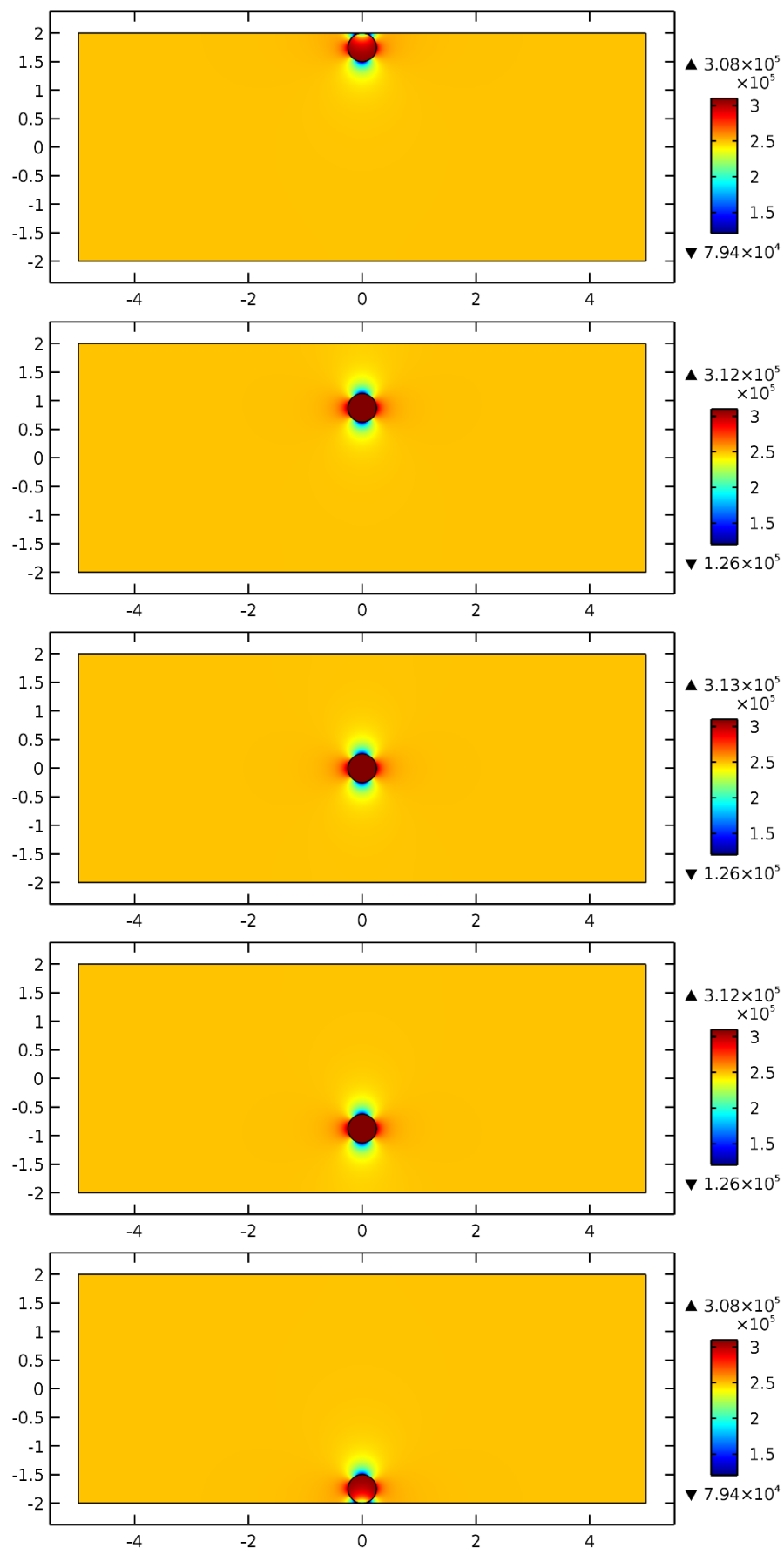
ośrodkami. Z kolei na ściankach bocznych można zauważyć wzrost wartości E również w obu ośrodkach granicznych. Dla stosunkowo niewielkich wtrącin, rozkład natężenia pola w ich wnętrzu jest praktycznie równomierny. Nierównomierność rozkładu pola uwidacznia się wraz ze zwiększeniem się średnicy wtrąciny. Dla inkluzji o średnicy 2.5 mm różnica pomiędzy maksymalnym (0.304 kV/mm), a minimalnym (0.294 kV/mm) natężeniem pola wynosi około 3.4%. Fakt ten może mieć znaczenie przy wyborze wartości natężenia, która służy do sprawdzenia warunku przekroczenia wartości natężenia zapłonu i gaśnięcia wyladowań. Dodatkowo, należy zauważyć, że obecność wtrącin gazowych powoduje również podwyższenie wartości pola w pewnych obszarach otaczającego ją dielektryka stałego (o około 20%). Fakt ten ma wpływ na proces starzenia polowego *intrinsic* materiału izolacyjnego w tych obszarach oraz na możliwe pogorszenie jego właściwości dielektrycznych. Problem ten wydaje się być coraz bardziej aktualny, gdyż obecnie dąży się do projektowania i stosowania układów izolacyjnych, pracujących z coraz wyższą wartością największego dopuszczalnego natężenia pola [88].

5.2.4 Wpływ położenia inkluzji gazowej

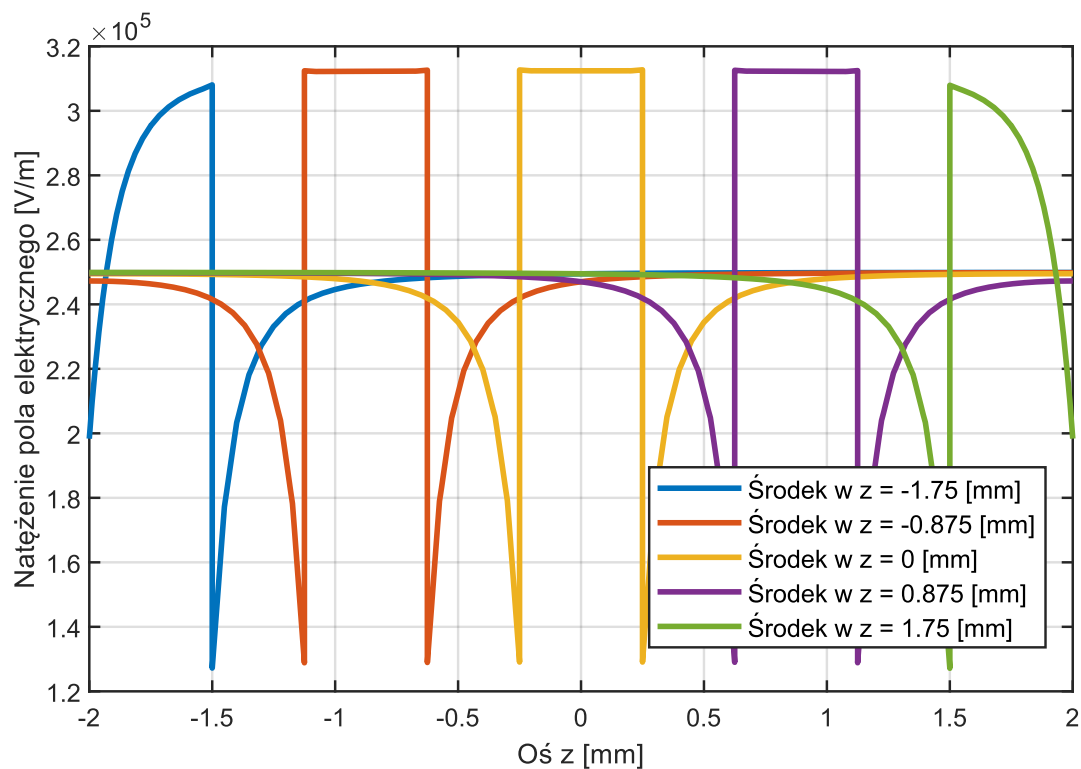
W kolejnym etapie badań symulacyjnych analizowano metodą symulacyjną wpływ położenia sferycznej inkluzji gazowej w układzie izolacyjnym na wartość i rozkład natężenia pola elektrycznego w jej otoczeniu. Przeprowadzono serię symulacji numerycznych dla wtrącin, których środek geometryczny znajdował się w różnych punktach na osi z , pomiędzy elektrodami badanego układu; pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

Na rysunku 5.14 przedstawione zostały rozkłady natężenia pola elektrycznego dla sferycznej inkluzji gazowej o środku geometrycznym umieszczonym w 5 różnych punktach na osi $z = [-1.75; -0.875; 0; 0.875; 1.75]$ mm.

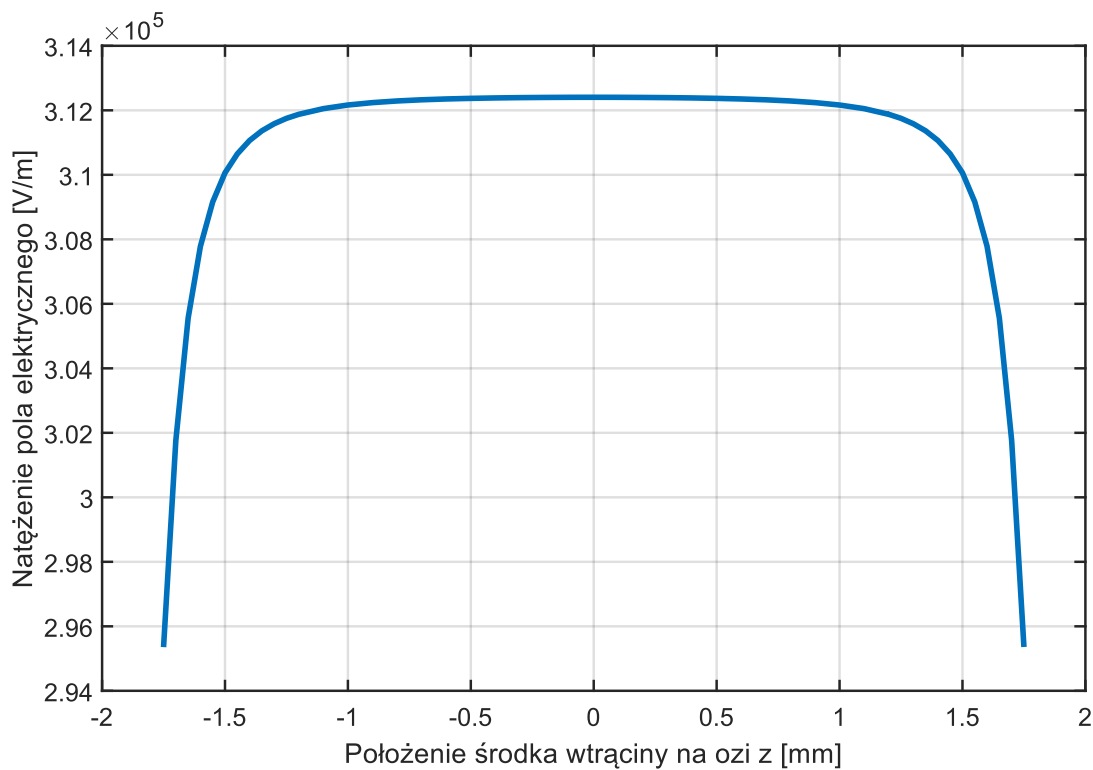
Na rysunku 5.15 przedstawiono wykres wartości natężenia pola elektrycznego wzdłuż osi z układu, dla każdego z analizowanych przypadków. Na rysunku 5.16 pokazano z kolei wpływ położenia wtrąciny powietrznej, na wartość natężenia pola elektrycznego w jej środku. Wtrącina w tym przypadku była umieszczana na osi z modelu symulacyjnego, osiagając w punktach granicznych kontakt z dolną i górną elektrodą układu modelowego.



Rys. 5.14 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla różnych położen inkluzji na osi z ; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.15 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi z dla różnych położeń inkluzji gazowej; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



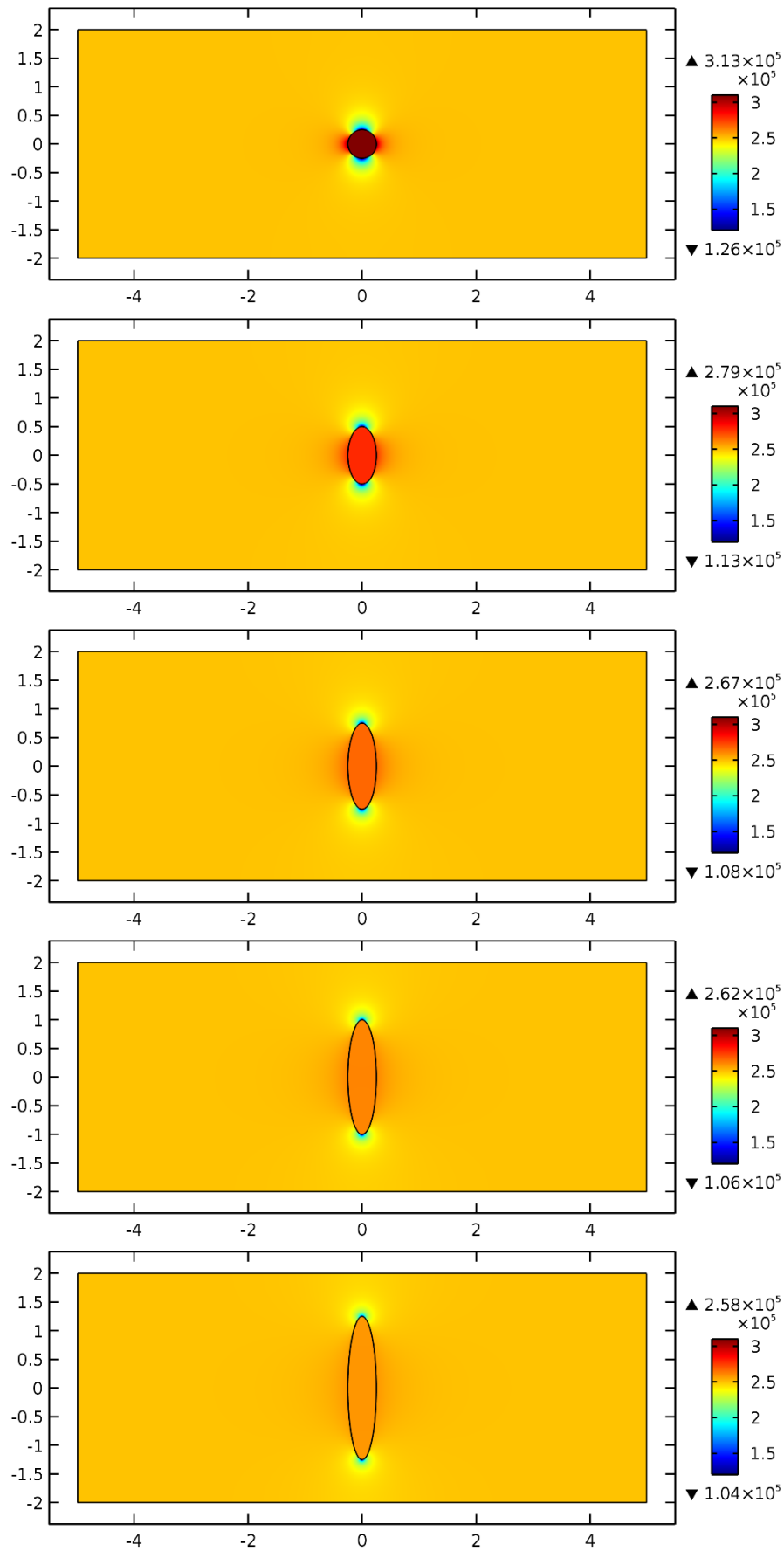
Rys. 5.16 Wykres natężenia pola elektrycznego E wewnątrz inkluzji w funkcji położenia jej środka; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

Z przeprowadzonych analiz wyników symulacji numerycznych wynika, że umiejscowienie wtrąciny pomiędzy elektrodami probierczymi w polu jednorodnym nie ma wpływu na wartość natężenia pola w jej wnętrzu, pod warunkiem, że wtrącina nie znajduje się w pobliżu jednej z elektrod. W przypadku zlokalizowania wtrąciny w niewielkiej odległości od elektrody wysokonapięciowej lub elektrody uziemionej, natężenie pola w jej wnętrzu ulega zmniejszeniu oraz zniekształceniu, a jego wartość jest niższa w obszarze znajdującym się bliżej elektrody. Dla skrajnego przypadku, to znaczy dla sytuacji, gdy defekt styka się punktowo z jedną z elektrod, stosunek wartości maksymalnej (0.308 kV/mm) do minimalnej (0.200 kV/mm) pola wynosi 151%, lecz za każdym razem jest to wartość niższa niż w przypadku wtrąciny zlokalizowanej w głębi objętości dielektryka. Charakterystyczna jest również symetria, przy usytuowaniu inkluzji przy jednej lub drugiej elektrodzie. Z punktu widzenia powstawania i rozwoju *wnz*, inkluzje umieszczone w dielektryku o polu jednorodnym bliżej elektrody uziemionej, są tak samo niebezpieczne jak defekty w obszarze dielektryka przy elektrodzie napięciowej. Dopiero przy zbliżeniu defektu w pobliże jednej z elektrod wartość pola obniża się, co może sugerować, że tak zlokalizowane defekty są mniej narażone na występowanie *wnz*. W takich defektach mogą jednak występować mikrouszkodzenia struktury elektrod (mikroostrza), które powodują drastyczny lokalny wzrost wartości natężenia pola, inicjujący wyładowania w inkluzji.

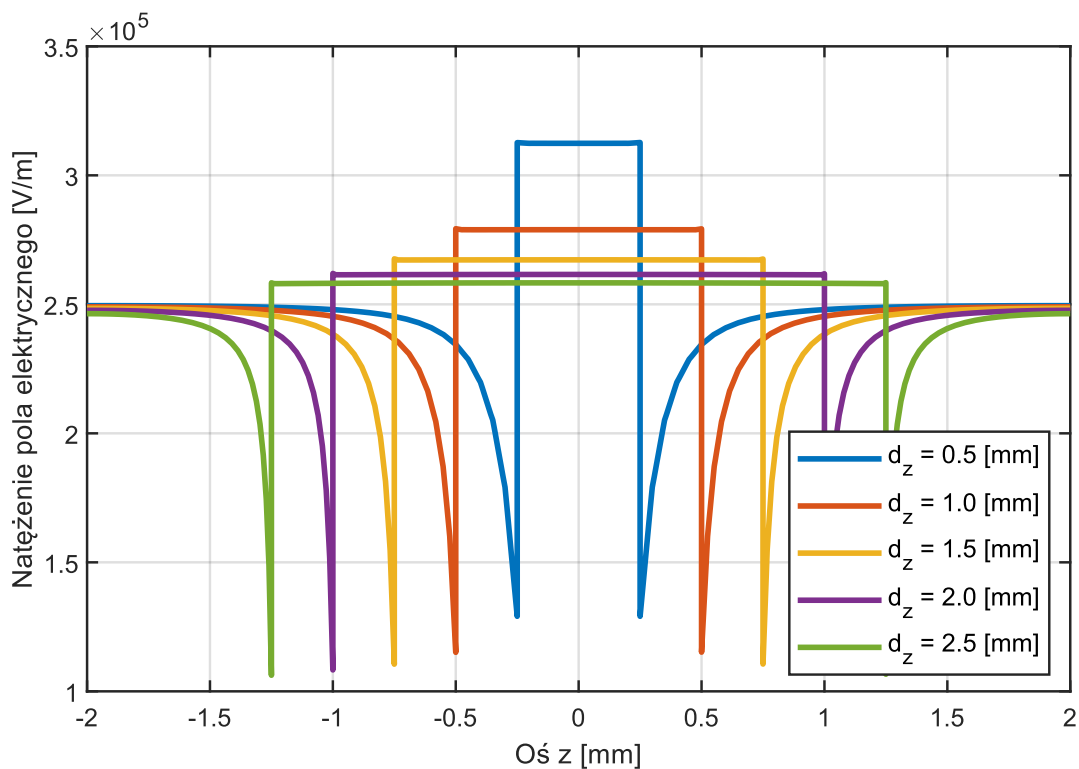
5.2.5 Wpływ kształtu inkluzji – spłaszczenie wzdłuż linii pola elektrycznego

Podczas procesów produkcyjnych oraz w wyniku naprężeń termo-mechanicznych w izolacji różnych typów mogą powstawać wewnętrzne defekty strukturalne o wydłużonym lub spłaszczonym kształcie [62]. Przykładowo, w układach izolacji warstwowej (np. w izolacji termoutwardzalnej maszyn elektrycznych) możliwe jest powstawanie rozległych, płaskich rozwarstwień (delaminacji), poprzecznych względem linii pola elektrycznego. W celu zbadania wpływu kształtu inkluzji na wartość pola w jej wnętrzu przeprowadzono symulacje dla wtrącin elipsoidalnych, ukierunkowanych poziomo albo pionowo w analizowanym układzie modelowym. W pierwszym etapie przeprowadzono symulacje dla inkluzji elipsoidalnej, ukierunkowanej dłuższą osią wzdłuż linii pola elektrycznego. Modelową inkluzję sferyczną o podstawowych wymiarach (średnica $d = 0.5$ mm) wydłużano wzdłuż osi z , w celu otrzymania elipsoidy. Symulowano elipsoidę o długiej osi w zakresie wymiarów od 0.5 mm do 2.5 mm. Pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

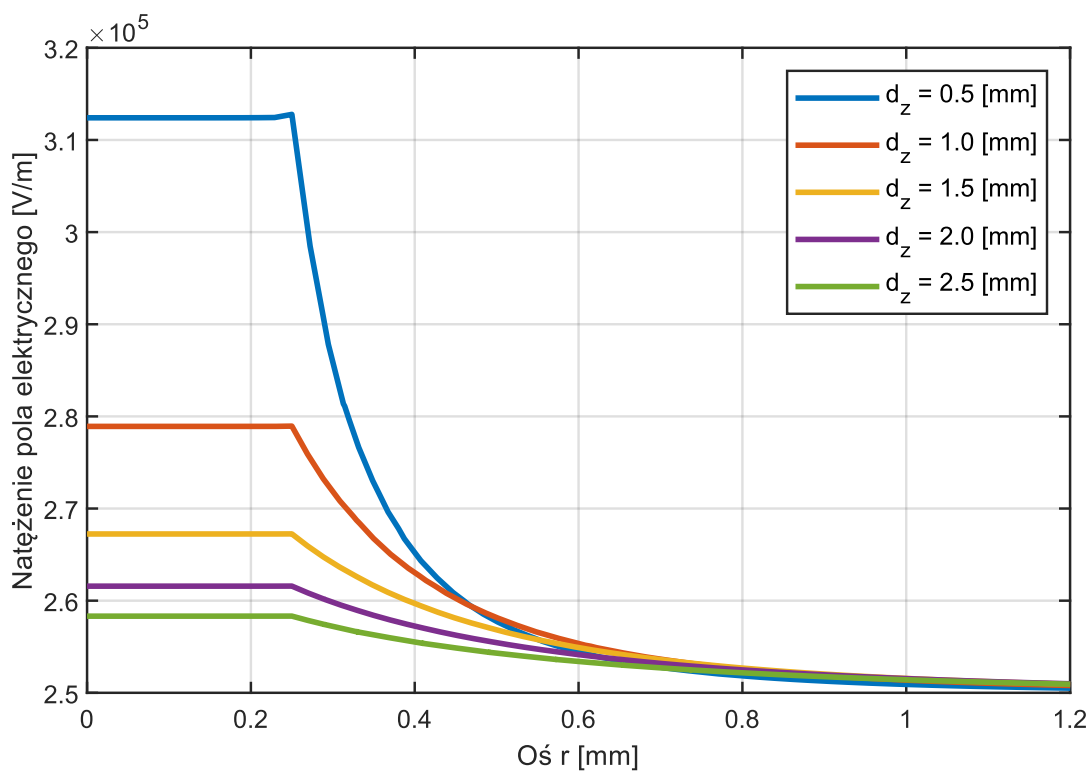
Na rysunku 5.17 przedstawiono rozkłady natężenia pola elektrycznego dla inkluzji elipsoidalnych o wymiarze dłuższej osi $d_z = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm. Na rysunkach 5.18 oraz 5.19 przedstawiono kolejno wykresy wartości natężenia pola elektrycznego, odpowiednio wzdłuż osi z i r .



Rys. 5.17 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych pionowo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.18 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi z dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych pionowo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



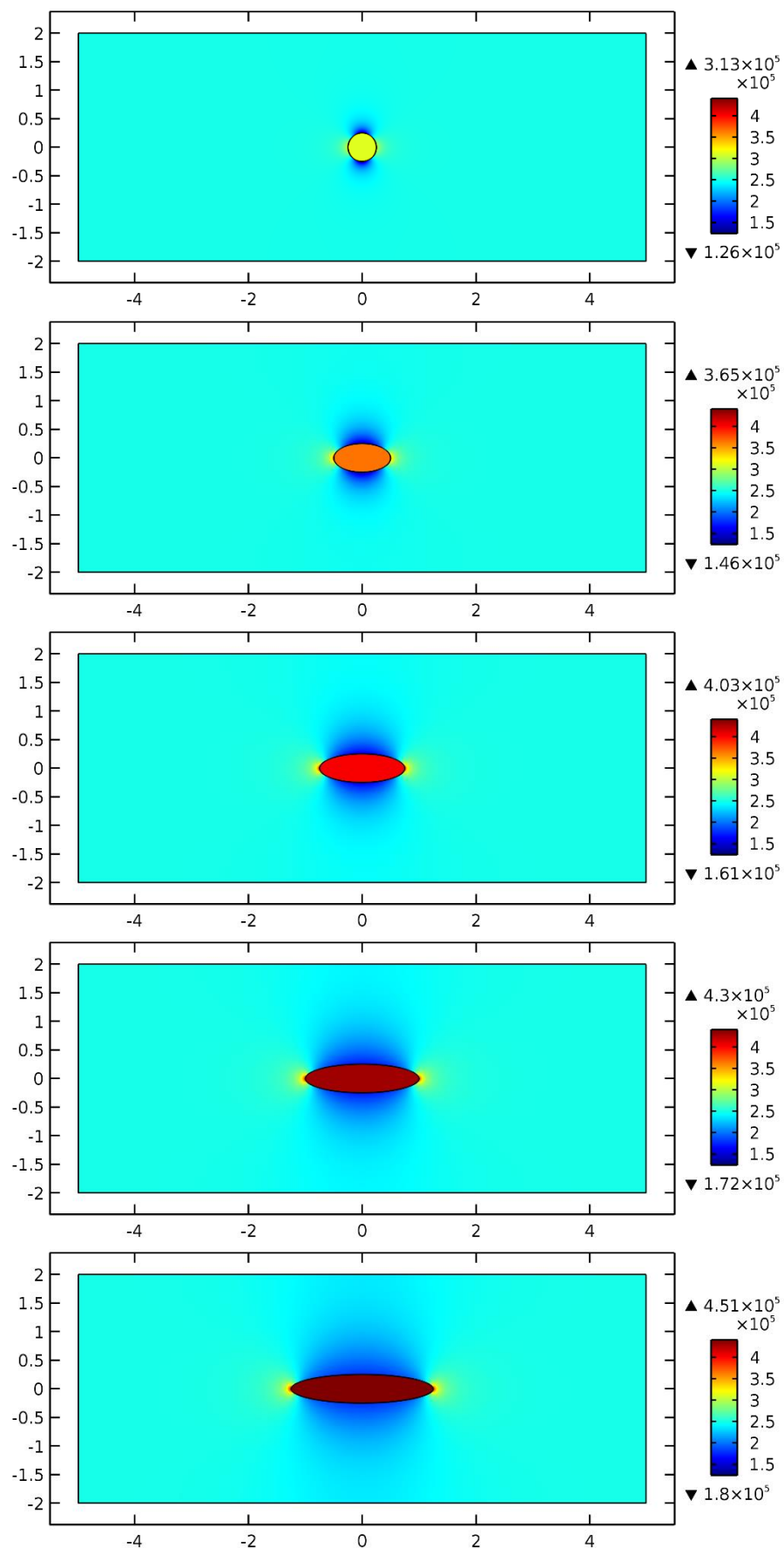
Rys. 5.19 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi r dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych pionowo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

Wraz z rozciąganiem wtrąciny gazowej w kierunku zgodnym z liniami wytworzonego pola elektrycznego, natężenie pola w jej wnętrzu maleje. W przypadku wtrąciny elipsoidalnej, której jedna z osi jest rozciągana w kierunku do elektrod, a jej rozmiar zbliża się do odległości pomiędzy elektrodami, natężenie pola w jej objętości jest bardziej równomierne, w stosunku do podobnej wielkości wtrącin sferycznych. W badanym przypadku, dla coraz dłuższych wymiarów osi d_z elipsoidy, pole wewnątrz inkluzji zbliża się asymptotycznie do wartości pola w dielektryku, 0.25 kV/mm. W układzie tworzy się warstwowy układ izolacyjny, w którym warstwy są ułożone równolegle do linii pola elektrycznego. W skrajnym przypadku, w którym elipsoidalna wtrącina rozciąga się pomiędzy elektrodami i wypełnia przestrzeń pomiędzy nimi, całość napięcia odkłada się w warstwie gazu. Jednak nawet w takim przypadku, pomimo obniżenia wartości pola we wnętrzu wtrąciny do poziomu natężenia roboczego układu izolacyjnego, jego wartość będzie, w większości rzeczywistych przypadków, przekraczała wartość natężenia zapłonu E_{inc} . Dodatkowo, tworzy się wówczas pewnego rodzaju wewnętrzny „tunel” gazowy, nieosłonięty dielektrykiem, którego wytrzymałość elektryczna jest niewystarczająca dla panujących warunków napięciowych, co nieuchronnie prowadzi do wyladowania zupełnego i zwarcia międzyelektrodowego.

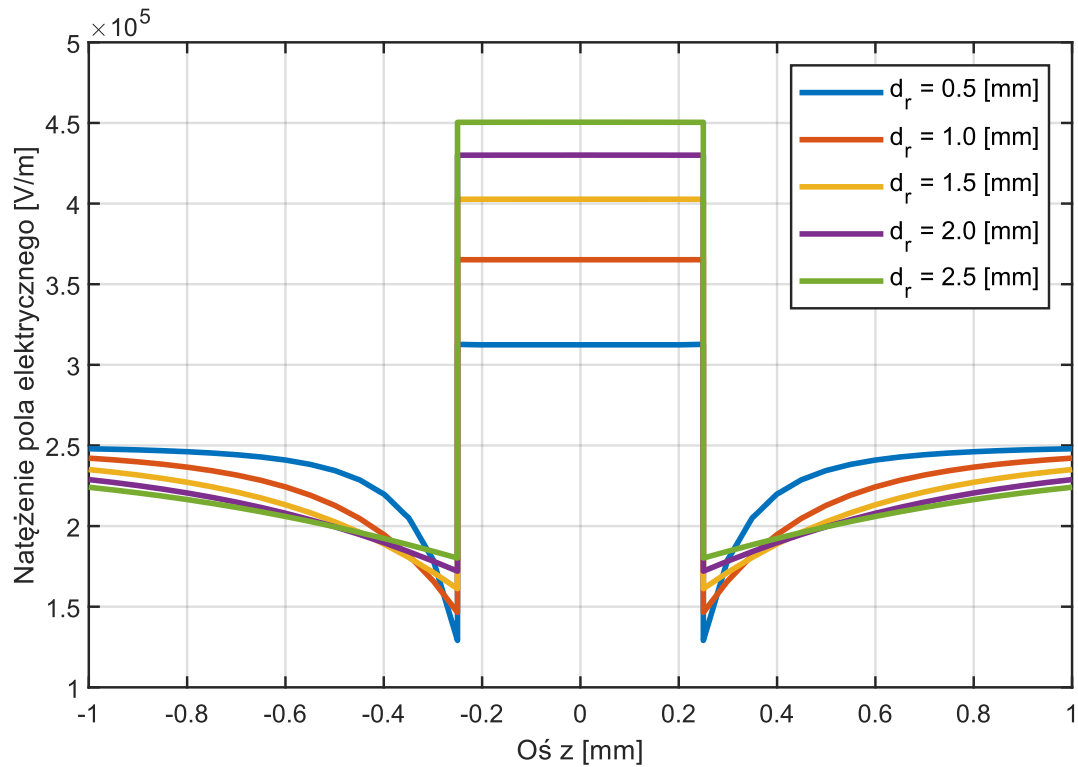
5.2.6 Wpływ kształtu inkluzji – spłaszczenie prostopadłe do linii pola elektrycznego

Drugim analizowanym numerycznie przypadkiem deformacji inkluzji sferycznej w elipsoidalną, jest sytuacja, w której dłuższa oś elipsoidy jest usytuowana prostopadle do linii pola elektrycznego. Inkluzję sferyczną o podstawowych wymiarach (średnica $d = 0.5$ mm) wydłużano wzdłuż osi r , w celu otrzymania elipsoidy. Symulowano elipsoidę o długiej osi zmieniającej się zakresie wymiarów od 0.5 mm do 2.5 mm. Pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

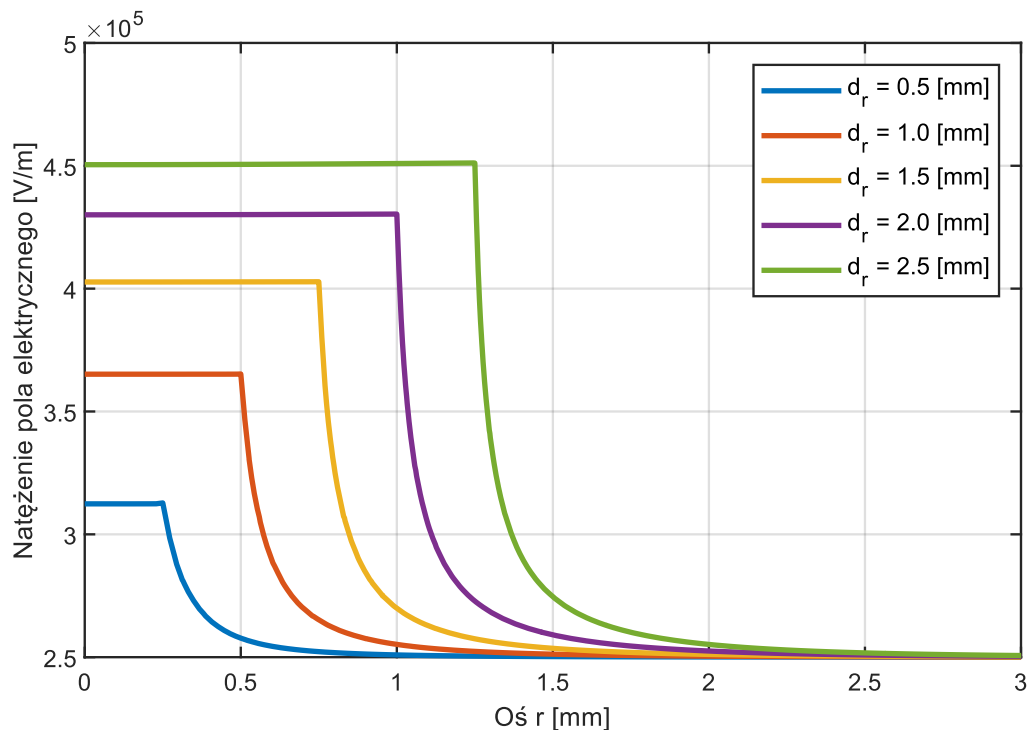
Na rysunku 5.20 przedstawiono rozkłady natężenia pola elektrycznego dla inkluzji elipsoidalnych o długościach dłuższej osi wynoszących, odpowiednio, $d_r = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm. Na przedstawionych mapach bitowych zmieniono skalę kolorów, w stosunku do poprzednio analizowanych przypadków, ze względu na występujące duże wzmocnienie pola wewnątrz defektu. Na rysunkach 5.21 oraz 5.22 przedstawiono wykresy zmian wartości natężenia pola elektrycznego, odpowiednio wzdłuż osi z lub r .



Rys. 5.20 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych poziomo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

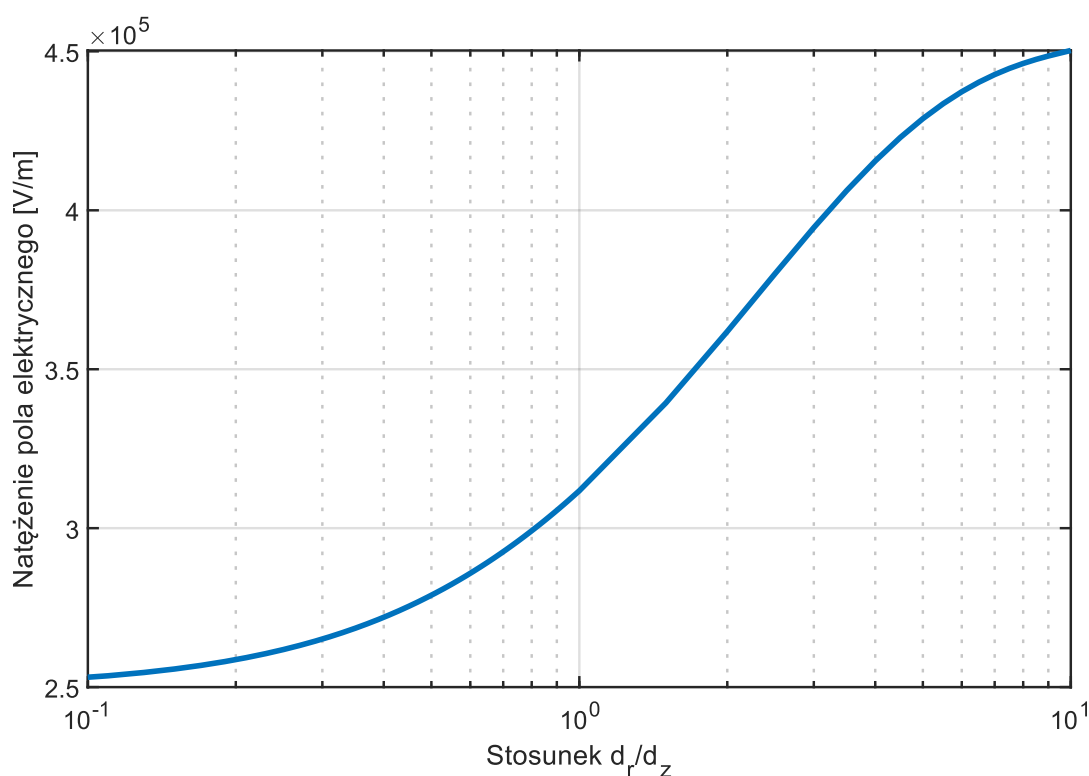


Rys. 5.21 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi z dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych poziomo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.22 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi r dla inkluzji elipsoidalnych, ukierunkowanych poziomo pomiędzy elektrodami; pole jednorodne, $U_p = 1$ kV.

W tym przypadku wraz z rozciąganiem wtrąciny gazowej prostopadle do linii wytworzonego pola elektrycznego, natężenie pole w jej wnętrzu rośnie. W badanym przypadku dla coraz większych wymiarów długiej osi inkluzji d_r , natężenie pola elektrycznego w jej wnętrzu zbliża się asymptotycznie do wartości natężenia pola w dielektryku, pomnożonego przez wartość jego przenikalności elektrycznej względnej ($E_0 \cdot \epsilon_{rd} = 0.625 \text{ kV/mm}$). Dla tej geometrii defektu tworzy się układ warstwowy szeregowy, w którym warstwy 'dielektryk-gaz-dielektryk' są ułożone prostopadle do linii pola elektrycznego i tworzą specyficzną „kanapkę”. Również i tym razem pole wewnątrz wtrąciny jest równomierne, bez względu na jej spłaszczenie. W skrajnym przypadku, defekt tego typu może być traktowany jako pewnego typu rozwarstwienie. Ze względu na silny wzrost natężenia pola elektrycznego jest to przypadek najmniej korzystny.



Rys. 5.23 Zależność natężenia pola elektrycznego wewnątrz inkluzji elipsoidalnej od stosunku jej wymiarów d_r/d_z

Podsumowując przeprowadzone badania symulacyjne, w których zmieniano stosunek wymiarów elipsoidalnej wtrąciny gazowej d_r/d_z w granicach od 0.1 do 10 (podrozdziały 5.2.5 oraz 5.2.6), należy stwierdzić, że geometria i orientacja takiego defektu, względem linii pola elektrycznego w układzie, ma wyraźny wpływ na wartość maksymalnego natężenia pola w jego wnętrzu. Na rysunku 5.23 zaprezentowano zmiany wartości natężenia pola elektrycznego w inkluzji gazowej o zmiennej wartości stosunku d_r/d_z , której geometryczny środek pokrywa się z punktem centralnym całego modelu. Wyniki te wykazują dużą zgodność z tymi, które można uzyskać metodami analitycznymi, przy zastosowaniu współczynnika wzmocnienia f_c (podrozdział 5.1) Dla wtrącin gazowych, mających formę cienkich dysków usytuowanych

równolegle do elektrod (warstwowy układ szeregowy), otrzymane maksymalne natężenie pola elektrycznego wyniosło 0.45 kV/mm dla inkluzji o stosunku $d_r/d_z = 10$. W przypadku rozciągania inkluzji w drugim analizowanym kierunku, w stronę elektrod, wartością graniczną, minimalną występującą wewnątrz inkluzji jest wartość pola w dielektryku równa 0.25 kV/mm.

Na podstawie wszystkich przeprowadzonych symulacji natężenia pola elektrycznego, w inkluzjach ulokowanych w dielektryku o polu równomiernym, w tabeli 5.3 zestawiono wpływ wybranych parametrów na warunki polowe w obrębie inkluzji.

Tabela 5.3 Wpływ wybranych parametrów na natężenie pola w środku wtrąciny E_{void} , maksymalne natężenie pola we wtrącinie E_{max} oraz odpowiadające im współczynniki wzmocnienia pola f_{c_void} i f_{c_max} , dla wtrąciny umieszczonej w jednorodnym polu układu elektrod płaskich

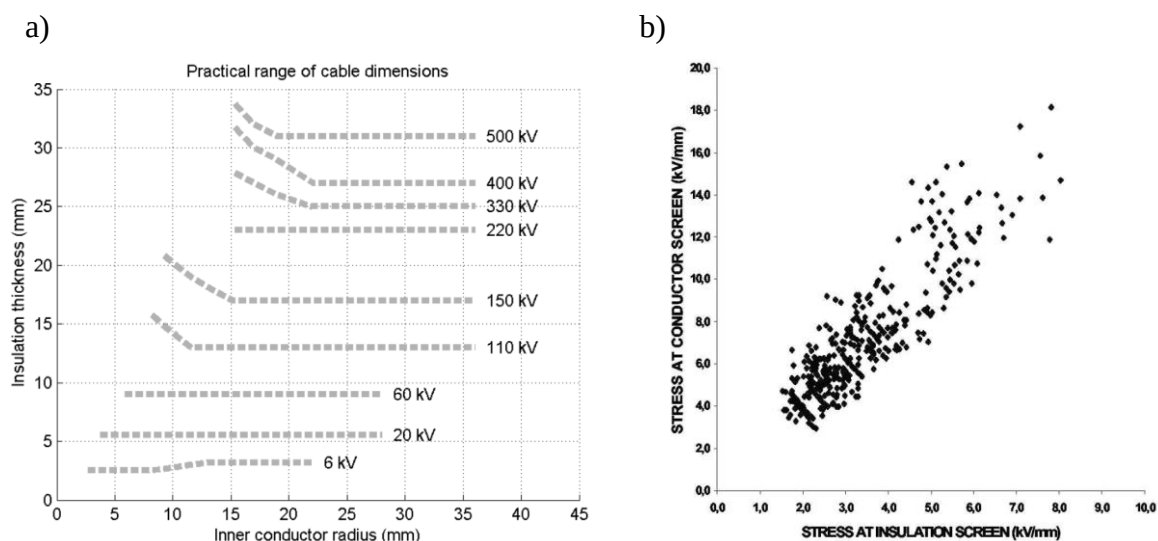
	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]
Napięcie	$U_p = 0.5 \text{ kV}$				$U_p = 1.5 \text{ kV}$				$U_p = 2.5 \text{ kV}$			
	0,156	0,156	0,625	0,626	0,469	0,469	1,874	1,877	0,781	0,782	3,124	3,128
Przenikalność	$\epsilon_{rd} = 1.3$				$\epsilon_{rd} = 5.0$				$\epsilon_{rd} = 10.0$			
	0,271	0,271	1,083	1,083	0,341	0,341	1,363	1,363	0,357	0,357	1,428	1,428
Rozmiar	$d = 0.5 \text{ mm}$				$d = 1.5 \text{ mm}$				$d = 2.5 \text{ mm}$			
	0,312	0,313	1,250	1,251	0,310	0,310	1,240	1,241	0,301	0,304	1,206	1,216
Położenie (r_s, z_s)	(0, 0.000)				(0, 0.875)				(0, 1.750)			
	0,312	0,313	1,250	1,251	0,312	0,313	1,250	1,251	0,295	0,308	1,181	1,232
Rozciąganie z	$d_z = 1.0 \text{ mm}$				$d_z = 1.5 \text{ mm}$				$d_z = 2.5 \text{ mm}$			
	0,279	0,279	1,116	1,116	0,267	0,267	1,069	1,069	0,258	0,258	1,033	1,033
Rozciąganie r	$d_r = 1.0 \text{ mm}$				$d_r = 1.5 \text{ mm}$				$d_r = 2.5 \text{ mm}$			
	0,365	0,365	1,461	1,461	0,403	0,403	1,611	1,611	0,450	0,450	1,802	1,802

Kolor czerwony wskazuje przypadki, w których uzyskano największe wartości pola E oraz wzmocnienia f_c
Kolor zielony wskazuje przypadki, w których uzyskano najmniejsze wartości pola E oraz wzmocnienia f_c
Kolorem niebieskim zaznaczono warianty symulacji, w których uzyskano największą zmienność pola w obrębie wtrąciny

W polu równomiernym w dielektryku, wytwarzanym w układzie elektrod płaskich, przypadkiem najbardziej niekorzystnym, ze względu na wzrost wartości natężenia pola elektrycznego, jest inkluzja gazowa płaska, usytuowana prostopadle do linii pola, umieszczona w dielektryku o relatywnie dużej wartości stałej dielektrycznej, w układzie izolacyjnym narażonym na działanie zewnętrznego napięcia o wysokiej wartości.

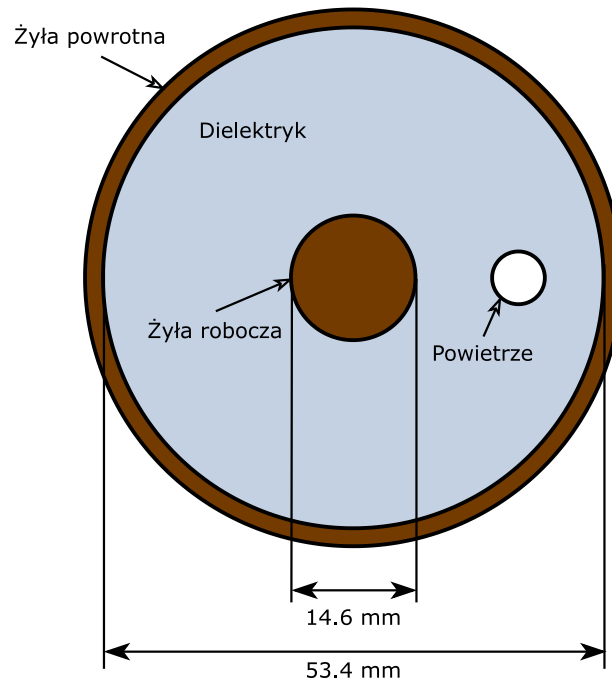
5.3 Wewnętrzna inkluzja gazowa w polu niejednorodnym

Drugim, analizowanym numerycznie przypadkiem defektu w izolacji jest wewnętrzna inkluzja gazowa w układzie modelowym o polu niejednorodnym. Jako przykład takiego pola wybrano pole koncentryczne, wytworzone w układzie izolacyjnym kabla elektroenergetycznego napięcia przemiennego AC. Pole o takim rozkładzie występuje również w innych urządzeniach, m. in. w izolacji kondensatorów walcowych, w przepustach lub gazowych układach izolacyjnych GIS i GIL. Dodatkową przesłanką przy wyborze izolacji kablowej, była częstość występowania defektów w postaci wewnętrznych wtrącin gazowych w kablach o izolacji wytłaczanej. Uszkodzenia tego typu mogą tworzyć się w fazie produkcji kabla lub powstawać podczas całego cyklu jego eksploatacji [62, 205]. Ponadto, wysiłki konstruktorów skupiają się na zmniejszeniu grubości izolacji przy jednoczesnym zwiększeniu napięcia znamionowego kabli. Na rysunku 5.24 przedstawiono typowe wymiary kabli elektroenergetycznych wysokich napięć oraz maksymalne wartości pola w ich izolacji [269]. Dla kabli najwyższych napięć grubość izolacji wynosi około 30 do 35 mm, a natężenie pola przekracza 18 kV/mm w pobliżu ekranu na żyłę i sięga 8 kV/mm w pobliżu ekranu na izolacji (dane publikowane w roku 2008). Tak wysoki poziom roboczego natężenia pola, niesie za sobą duże ryzyko występowania w nich defektów gazowych, większe niż w starszych, bardziej „konserwatywnych” konstrukcjach.



Rys. 5.24 Parametry konstrukcji kabli elektroenergetycznych z izolacją XLPE: a) praktyczny zakres napięć znamionowych, promieni żył roboczych oraz grubości izolacji; b) typowe wartości maksymalnego natężenia pola przy ekranie na żyłę oraz przy ekranie na izolacji [269]

Dla zbudowania modelu symulacyjnego ponownie zastosowano program COMSOL, w wersji 6.0. Do symulacji kabla elektroenergetycznego bez defektów wystarczający jest model 2D, ze względu na niezmienność geometrii i parametrów symulacyjnych w osi z układu. W przypadku obecności sferycznej inkluzji gazowej w materiale izolacyjnym kabla, konieczne jest jednak zastosowanie pełnego modelu 3D. Wszystkie symulacje tego problemu zostały przeprowadzone dla stanu ustalonego 'Stationary Study', a na rysunku 5.25 przedstawiono geometrię przygotowanego modelu symulacyjnego.

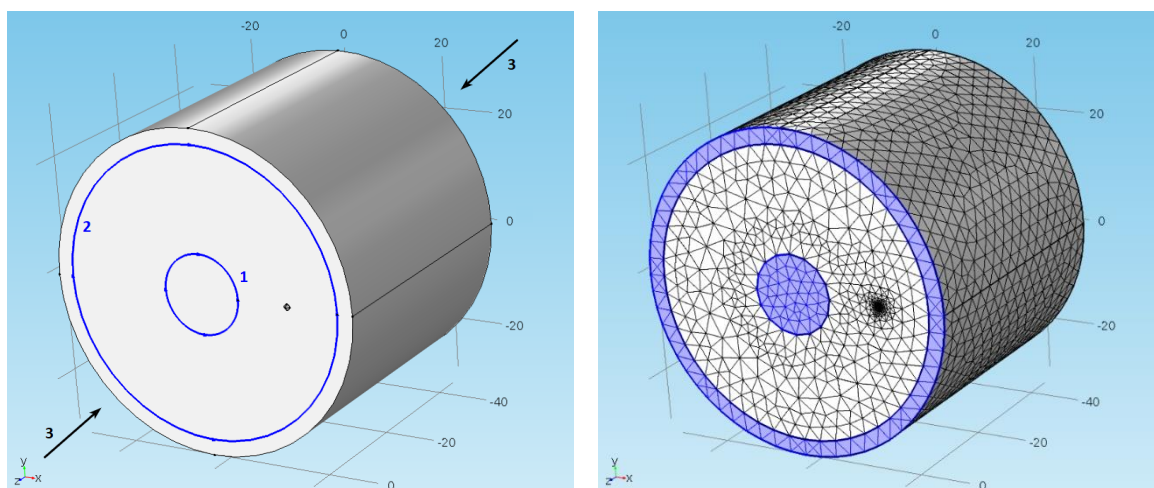


Rys. 5.25 Schemat modelu do symulacji rozkładu natężenia pola elektrycznego w obrębie defektu umieszczonego w niejednorodnym polu elektrycznym, wewnątrz izolacji kabla elektroenergetycznego, brak zachowania skali

Analizowanym obiektem, dla którego wykonano symulacje jest numeryczny model rzeczywistej konstrukcji kabla elektroenergetycznego. W warstwie izolacji kabla umieszczono sferyczną inkluzję powietrzną. Do żyły roboczej kabla przyłożone jest napięcie probiercze U_p (wartość maksymalna), żyła powrotna została uziemiona. Wymiary modelu odzwierciedlają 1-fazowy kabel elektroenergetyczny XRUHAKXS $1 \times 150/95 \text{ mm}^2$, 110/64 kV (TELEFONIKA Kable S.A.) [264]. Podczas budowania modelu, dokonano pewnych uproszczeń projektowych. Założono mianowicie, że żyła robocza oraz ekran półprzewodzący na żyłę stanowią integralną całość, do której przyłożone jest napięcie probiercze. Podobnie, ekran półprzewodzący na izolacji oraz żyłę powrotną zamodelowano jako jeden uziemiony element. Elementy zewnętrzne, takie jak powłoka zewnętrzna, czy uszczelnienia przed wnikaniem wody zanedbano. W tabeli 5.4 zebrano podstawowe parametry zastosowane w symulacji.

Tabela 5.4 Podstawowe parametry modelu inkluzji powietrznej w izolacji kabla elektroenergetycznego XRUHAKXS $1 \times 150/95 \text{ mm}^2$ 110/64 kV

Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Średnica żyły roboczej	-	14.6	mm
Średnica na izolacji	-	53.4	mm
Średnica wtrąciny	d	0.5	mm
Napięcie probiercze	U_p	1	kV
Przenikalność względna dielektryka	ϵ_{rd}	2.5	-
Przenikalność względna wtrąciny	ϵ_{rvoid}	1	-



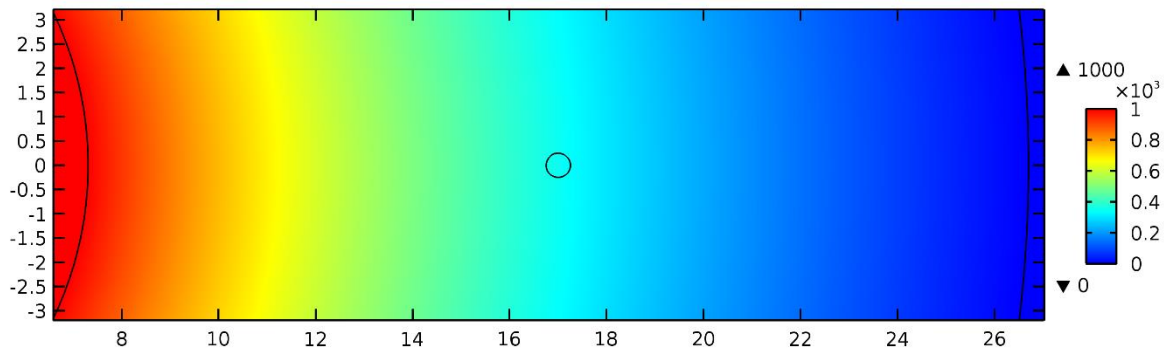
Rys. 5.26 Model wtrąciny gazowej w polu niejednorodnym, stworzony w programie COMSOL: a) z nałożonymi osiami oraz wartościami granicznymi; b) wygenerowana siatka obliczeniowa, dyskretyzująca geometrię analizowanego kabla

Na rysunku 5.26a przedstawiono kopię ekranu z programu COMSOL, z zaprojektowaną geometrią modelu symulacyjnego kabla. Dodatkowo, na rysunku pokazano również orientację osi x , y i z . Ponumerowano i oznaczono wartości graniczne 'Boundary', zastosowane w modelu, które zostały zestawione i zdefiniowane w tabeli 5.5. Na rysunku 5.26b zaprezentowano efekt generacji siatki obliczeniowej, zagęszczającej się w obszarach o większych krzywiznach elementów modelu (defekt i żyła kablowa).

Tabela 5.5 Przyjęte zależności graniczne dla modelu kabla AC

Nr	Boundary	Wyrażenie
1	Electric Potential	$V = U_p$
2	Ground	$V = 0$
3	Zero Charge	$n \cdot D = 0$

Rysunek 5.27 ilustruje uzyskany w efekcie symulacji rozkład potencjału elektrycznego w układzie izolacyjnym analizowanego kabla. Podczas symulacji, założono napięcie na żyłę równe 1 kV, podczas gdy napięcie znamionowe (wartość skuteczna przewodowa / wartość skuteczna fazowa / wartość fazowa maksymalna) wynosi dla badanego kabla 110 kV / 63.5 kV / 89.8 kV, a maksymalne dopuszczalne napięcie 123 kV / 71.0 kV / 100.4 kV. Z tego powodu, w celu analizy rozkładu wartości natężenia pola w kablu, w różnych warunkach napięciowych, otrzymane wyniki należy pomnożyć przez odpowiednie współczynniki. W dalszych analizach, podawane będą wartości napięć i natężeń pola, otrzymane jako wyniki symulacji dla napięcia zasilającego 1 kV oraz, w nawiasach, wartości przeliczone dla znamionowego napięcia fazowego (wartość szczytowa); na przykład: 1 kV (89.8 kV), 1 kV/mm (89.8 kV/mm).



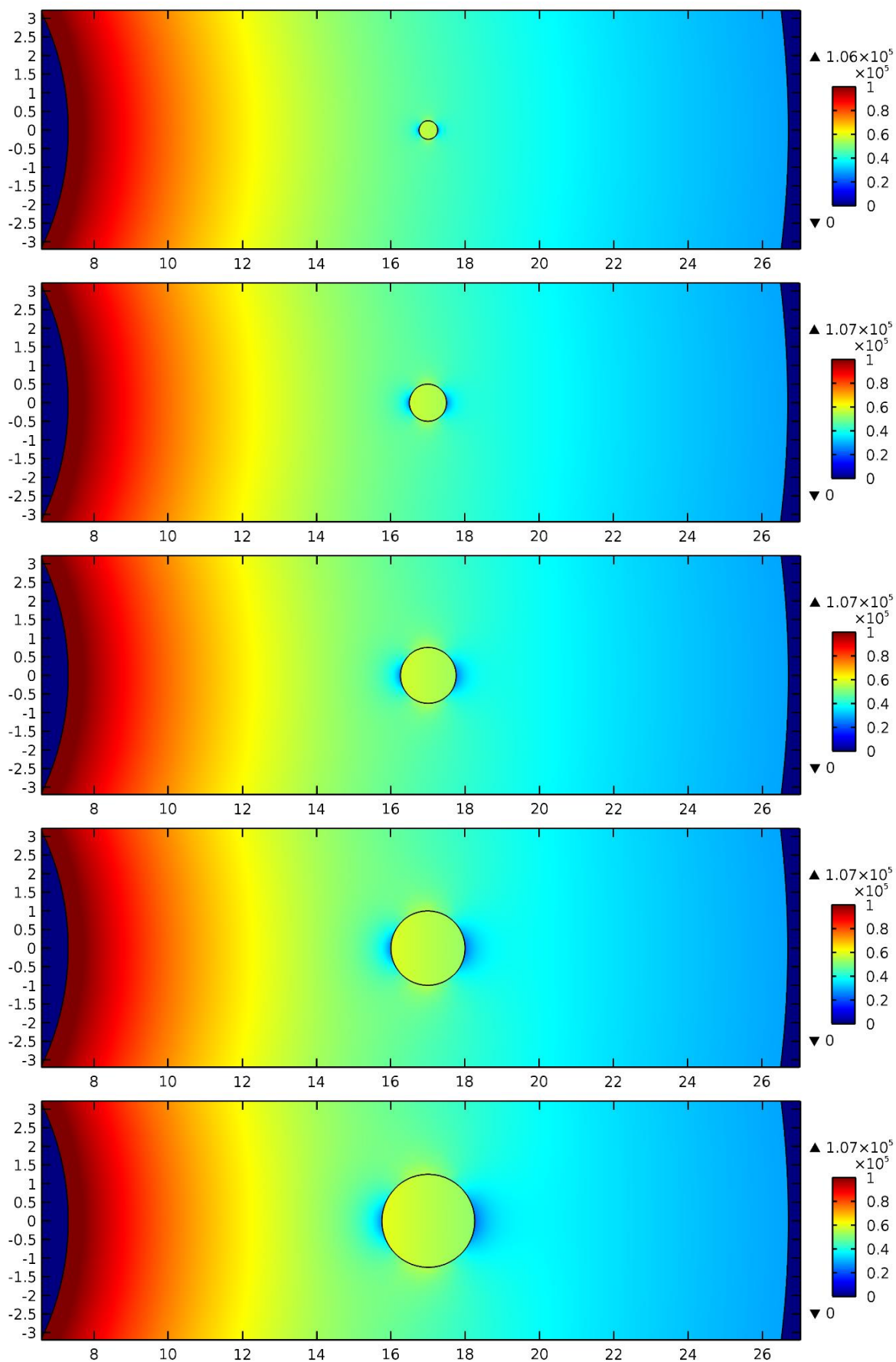
Rys. 5.27 Rozkład potencjału elektrycznego V [V] w podstawowym modelu wtrąciny gazowej umieszczonej w izolacji kabla elektroenergetycznego XRUHAKXS $1 \times 150/95 \text{ mm}^2$ 110 kV/64 kV

5.3.1 Wpływ wielkości inkluzji gazowej

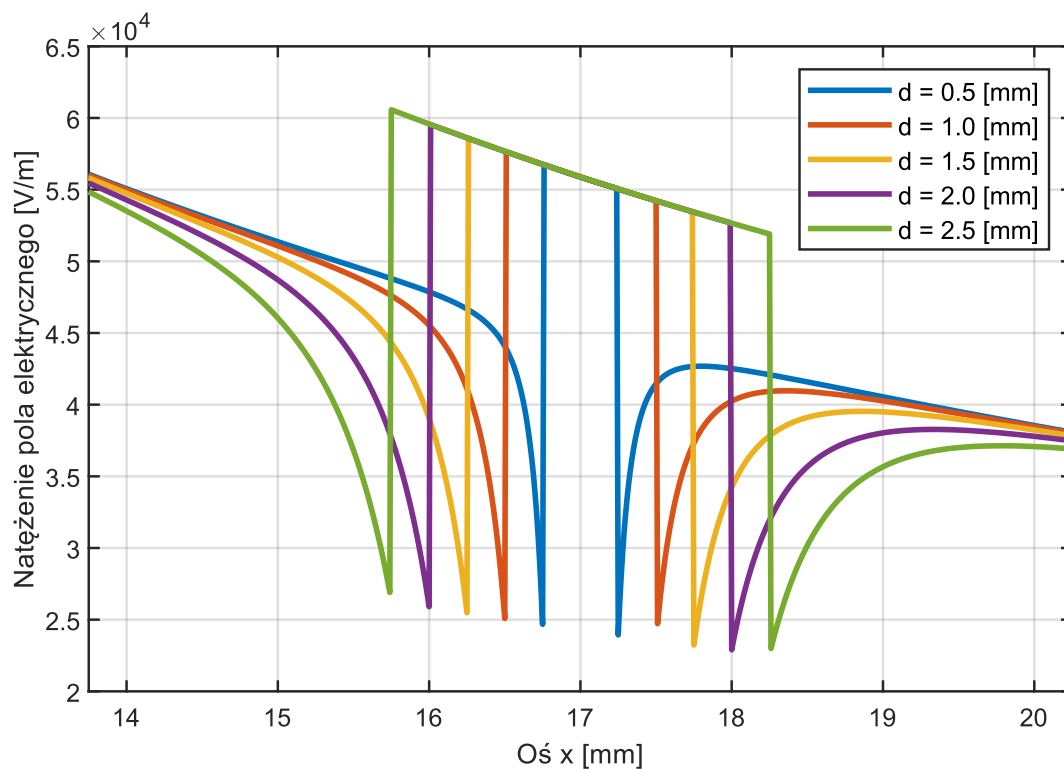
Pierwsza przedstawiana analiza symulacyjna inkluzji gazowej w polu niejednorodnym dotyczy przypadku, w którym sferyczna inkluzja gazowa jest umieszczona centralnie wewnątrz izolacji kabla elektroenergetycznego (środek inkluzji w połowie odległość pomiędzy ekranem na żyłę a ekranem na izolacji). Zbadano wpływ wielkości wtrąciny na rozkład pola elektrycznego i jego maksymalną wartość w środku inkluzji.

Na rysunku 5.28 przedstawiono rozkłady natężenia pola elektrycznego w inkluzji sferycznej o różnych średnicach $d = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5] \text{ mm}$. Pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

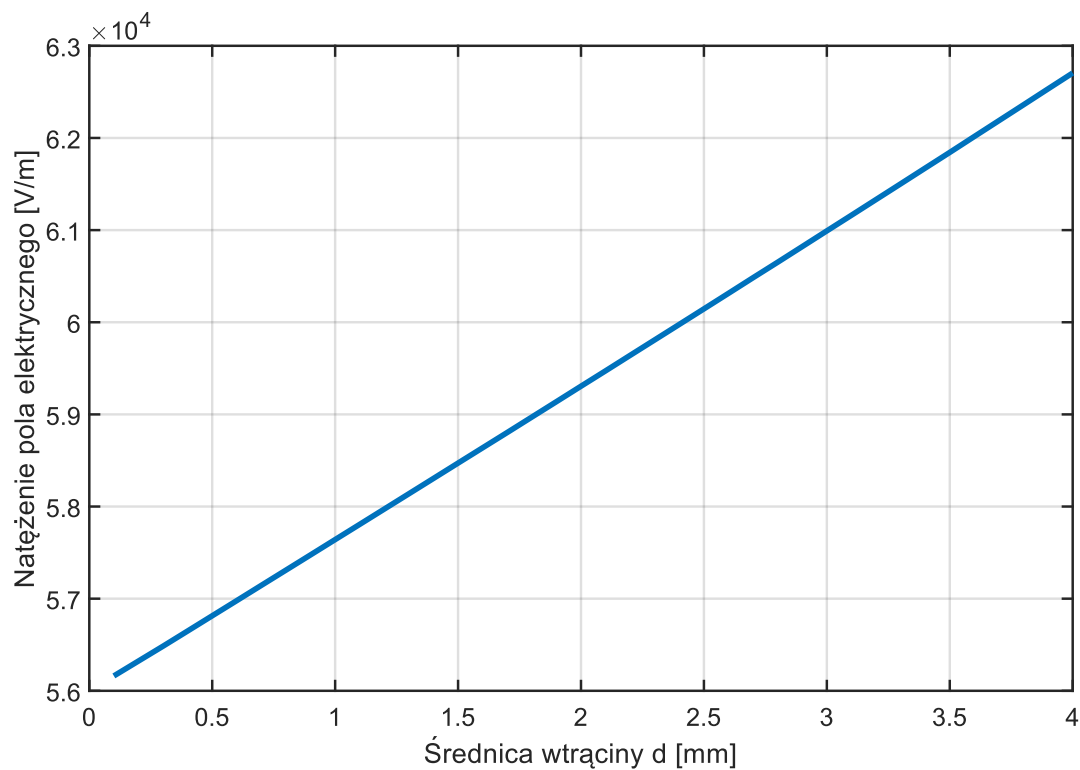
Na rysunku 5.29 przedstawiono wyznaczone jako efekt symulacji numerycznych wartości pola elektrycznego wzdłuż osi x układu modelowego, dla każdego z analizowanych przypadków. Z kolei na rysunku 5.30 zilustrowano wpływ wielkości wtrąciny powietrznej na maksymalną wartość natężenia pola elektrycznego w jej środku, dla średnic z zakresu od 0.1 mm do 4 mm.



Rys. 5.28 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla inkluzji o różnej średnicy d , umieszczonej w polu niejednorodnym kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.29 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi x dla inkluzji o różnej średnicy d , w polu niejednorodnym kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.30 Wykres maksymalnego natężenia pola elektrycznego E wewnątrz inkluzji w funkcji jej średnicy d , w polu niejednorodnym kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.

Podobnie jak dla przypadku pola jednorodnego w izolacji, również i w tym przypadku wielkość wtrąciny gazowej ma wpływ na wartość i rozkład natężenia pola elektrycznego w jej otoczeniu. Natężenie pola elektrycznego we wnętrzu wtrąciny w pewien sposób odzwierciedla warunki panujące w dielektryku. Natężenie pola E w izolacji kabla osiąga wartość maksymalną przy powierzchni ekranu na żyłę roboczej kabla i obniża swoją wartość wraz z przesuwaniem się w kierunku zewnętrznego ekranu na izolacji (Rys. 5.29). Wraz z powiększaniem średnicy sferycznej inkluzji gazowej, natężenie pola w jej geometrycznym środku nie ulega zmianie i dla każdego z analizowanych przypadków wynosi ok. 55.9 V/mm (5.02 kV/mm). Ze względu na to, że wraz ze zwiększaniem średnicy wtrąciny, jej obszar rozszerza się w kierunku 'żyła robocza – żyła powrotna', pole w tych obszarach odpowiednio wzrasta lub maleje. Przykładowo, dla wtrąciny o średnicy $d = 0.5$ mm, maksymalne i minimalne natężenie pola w defekcie wynosi odpowiednio 56.7 V/mm (5.09 kV/mm) i 55.1 V/mm (4.95 kV/mm), podczas gdy dla $d = 2.5$ mm maksymalne natężenie pola wzrasta do 60.6 V/mm (5.44 kV/mm), a minimalne natężenie obniża się do 51.9 V/mm (4.66 kV/mm). Z tego powodu, dla analizy warunków inicjowania wyładowań niezupełnych w tym układzie modelowym, duże znaczenie przy określaniu wartości natężenia pola elektrycznego w inkluzji ma wybór miejsca (punktu), w którym to określenie następuje.

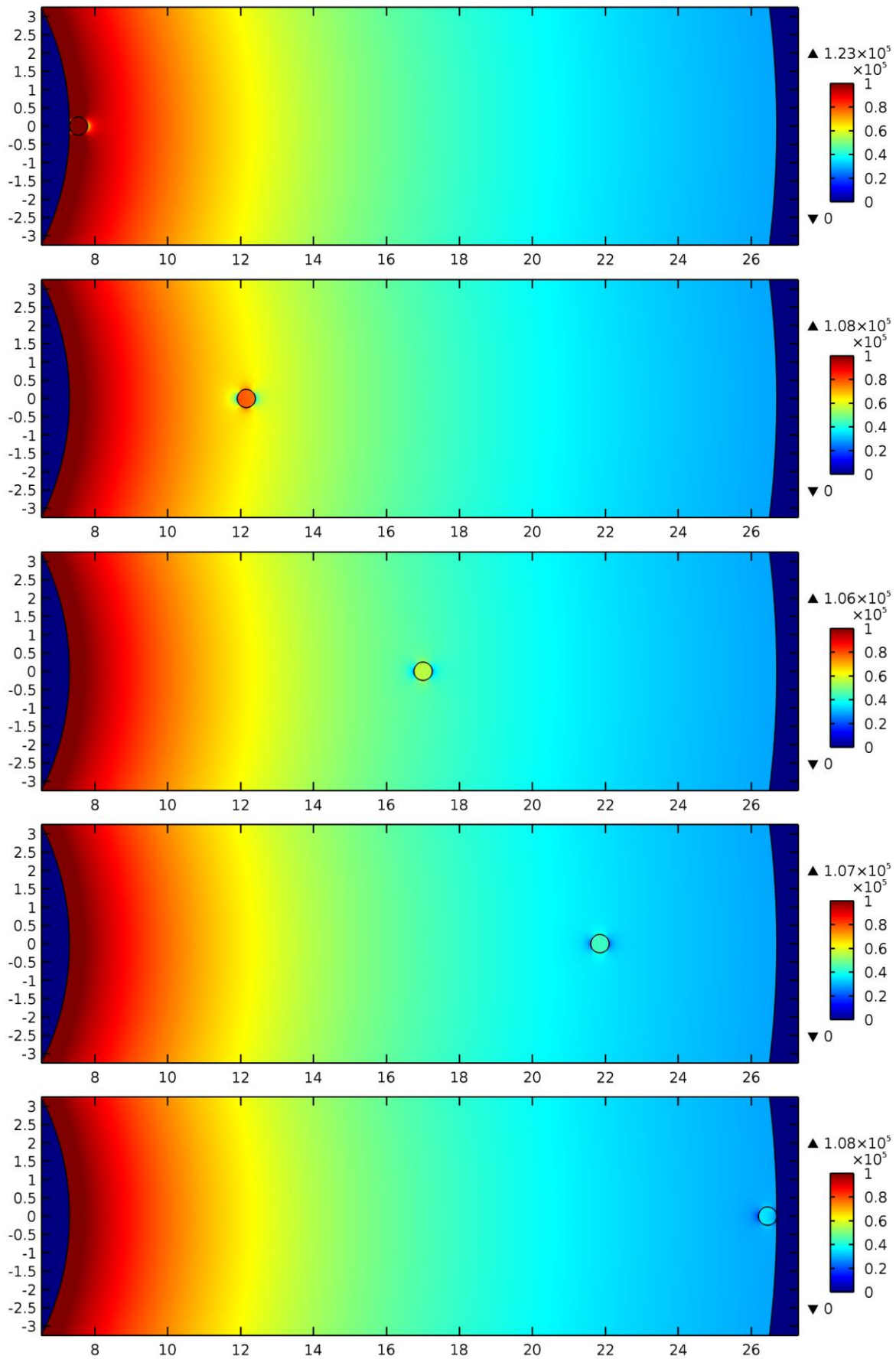
W przeprowadzonych symulacjach nie analizowano przypadku, w którym wielkość wtrąciny był porównywalna z grubością izolacji kabla. Jest to przypadek, który w rzeczywistym układzie izolacyjnym kabla elektroenergetycznego nie jest prawdopodobny.

5.3.2 Wpływ położenia inkluzji gazowej

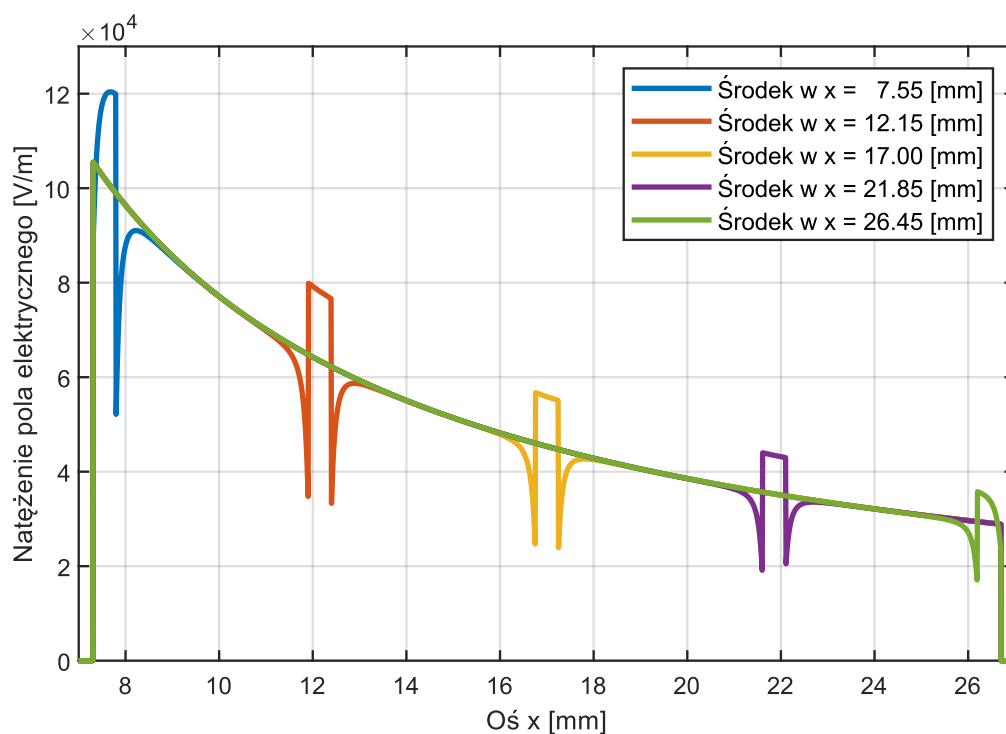
Rozkład natężenia pola elektrycznego w izolacji kabla elektrycznego jest niejednorodny, a jego wartość w dowolnym punkcie w niej położonym jest odwrotnie proporcjonalna do jego współrzędnej promieniowej. Z tego powodu celowym jest dokonanie analizy symulacyjnej, w której określony zostanie wpływ położenia inkluzji w izolacji, na promieniu kabla, na rozkłady pola elektrycznego oraz jego wartość maksymalną we wnętrzu inkluzji.

Na rysunku 5.31 przedstawiono mapy bitowe z rozkładami natężenia pola elektrycznego w obrębie inkluzji, położonej w dielektryku, pomiędzy ekranem na żyłę roboczej, a ekranem na izolacji. Środek geometryczny inkluzji znajduje się na osi x (zgodnej z promieniem kabla), w punktach odpowiednio $x = [7.80; 12.15; 17.00; 21.85; 26.20]$ mm. Pozostałe parametry symulacji jak w modelu podstawowym.

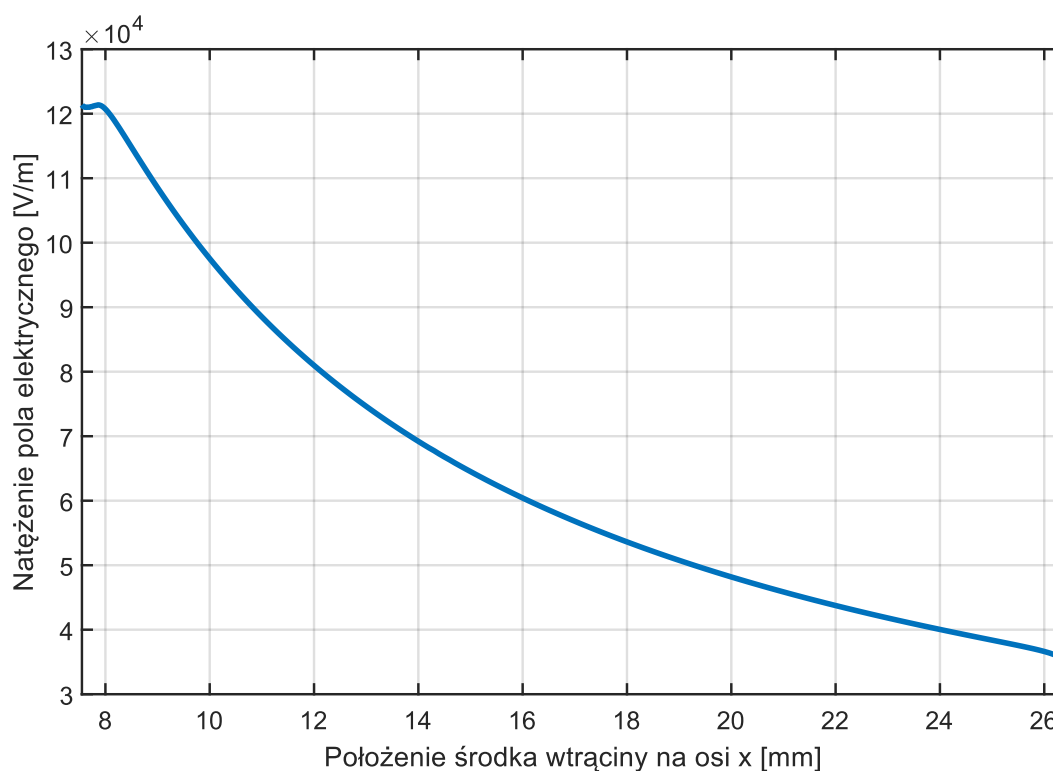
Na rysunku 5.32 przedstawiono wartości pola elektrycznego, wzdłuż osi x układu modelowego, dla każdego z analizowanych przypadków. Na rysunku 5.33 pokazano z kolei wpływ położenia inkluzji gazowej, na maksymalną wartość natężenia pola elektrycznego w jej wnętrzu. W tym przypadku, defektu był przesuwany po osi x układu tak, aby w punktach granicznych inkluzja zetknęła się z ekranem na żyłę roboczej lub z ekranem na izolacji.



Rys. 5.31 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] w zależności od położenia inkluzji gazowej w izolacji kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.32 Wykres natężenia pola elektrycznego E wzdłuż osi x , dla wtrącin o różnym położeniu w izolacji kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.



Rys. 5.33 Wykres maksymalnego natężenia pola elektrycznego E wewnątrz inkluzji o różnym położeniu w izolacji kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.

Wyniki przeprowadzonego modelowania potwierdzają, że położenie inkluzji gazowej w izolacji kabla elektroenergetycznego ma istotny wpływ na wartość pola E w jej wnętrzu. Maksymalne pole 120.4 V/mm (10.71 kV/mm) zostało osiągnięte dla defektu zlokalizowanego na styku z ekranem na żyłę roboczej. Wraz z przesuwaniem się defektu po osi x , w kierunku ekranu na izolacji, maksymalne natężenie pola we wtrącinie obniża się, aż do osiągnięcia wartości 35.8 V/mm (3.21 kV/mm), dla defektu stykającego się z ekranem na izolacji. Z tego względu, analizując możliwość występowania wnz, defekty typu 'inkluzja gazowa', zlokalizowane w izolacji blisko żyły znajdującej się pod napięciem, są szczególnie niebezpieczne. Źródłem wyladowań w kablowych układach izolacyjnym mogą być nie tylko sferyczne inkluzje powietrzne, uwięzione w dielektryku podczas procesu produkcyjnego, ale również lokalne rozwarstwienia. W izolacji wytłaczanej tego typu uszkodzenia mogą występować (pojawić się w eksploatacji) na interfejsach: 'ekran na żyłę – izolacja' oraz 'izolacja – ekran na izolacji'.

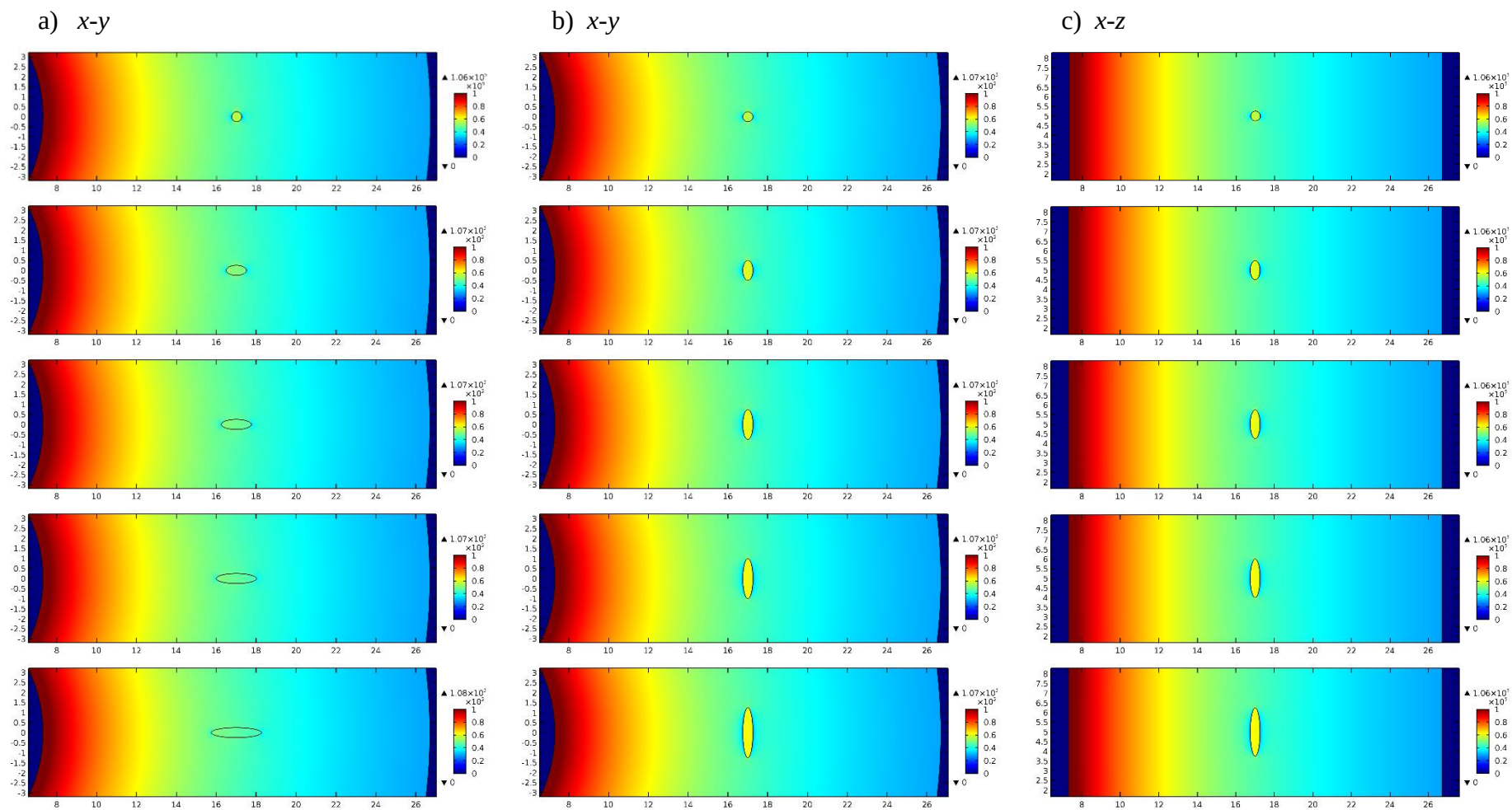
5.3.3 Wpływ kształtu inkluzji – inkluzja elipsoidalna

Dla zbadania wpływu kształtu wtrąciny powietrznej, na rozkład natężenia pola elektrycznego, przygotowano model symulacyjny, zawierający elipsoidalną inkluzję powietrzną umieszczoną w określonym miejscu, w izolacji kabla elektroenergetycznego. Pierwotną geometrią wtrąciny jest sfera, która jest w zadanym stopniu rozciągana, niezależnie w trzech osiach (x , y oraz z), tworząc w każdym przypadku elipsoidę, o rozmiarze dłuższej osi zmieniającym się w zakresie od 0.5 mm do 2.5 mm. Pozostałe parametry symulacji nie ulegały zmianie.

Przyjmując powyższe założenia, otrzymano w sumie 3×5 przypadków elipsoidalnych geometrii defektu gazowego:

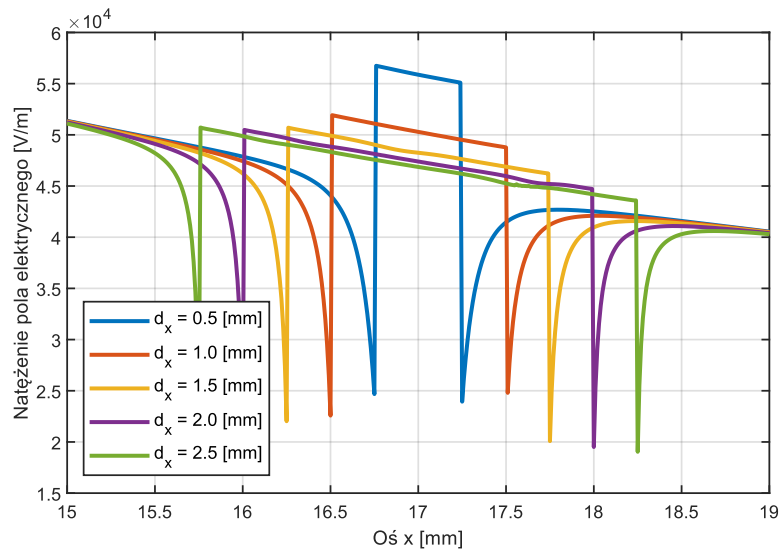
- $d_x = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm, $d_y = 0.5$ mm, $d_z = 0.5$ mm;
- $d_x = 0.5$ mm, $d_y = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm, $d_z = 0.5$ mm;
- $d_x = 0.5$ mm, $d_y = 0.5$ mm, $d_z = [0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5]$ mm.

Na rysunku 5.34 przedstawiono wyniki symulacji numerycznych pola elektrycznego dla każdego z analizowanych przypadków. Na rysunku 5.35 zilustrowano z kolei zmianę wartości natężenia pola elektrycznego dla poszczególnych geometrii inkluzji gazowych rozciąganych zgodnie z kierunkami osi x , y oraz z .

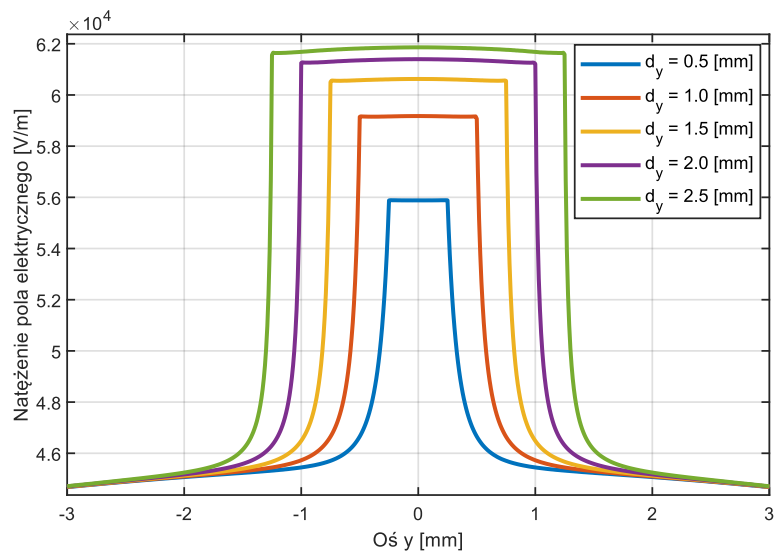


Rys. 5.34 Rozkłady natężenia pola elektrycznego E [V/m] dla inkluzji elipsoidalnych, rozciąganych wzdłuż: a) osi x ; b) osi y ; c) osi z układu, pole niejednorodne w izolacji kabla elektroenergetycznego; $U_p = 1$ kV.

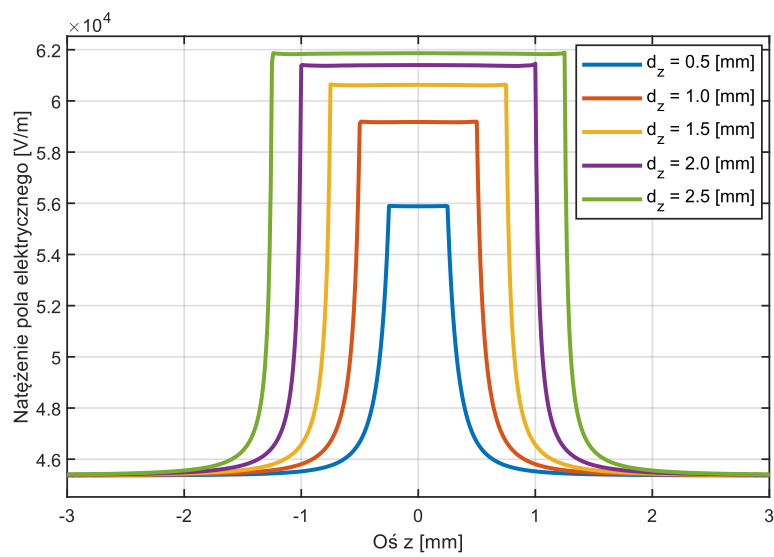
a)



b)



c)



Rys. 5.35 Wykres natężenia pola elektrycznego E dla inkluzji elipsoidalnych umieszczonych w izolacji kabla, rozciąganych: a) wzdłuż osi x ; b) wzdłuż osi y ; c) wzdłuż osi z ; $U_p = 1$ kV.

Analiza wyników symulacji numerycznych wskazuje jednoznacznie, że podobnie jak dla inkluzji gazowej w polu jednorodnym, tak również i dla inkluzji w izolacji kabla AC, o polu niejednorodnym, kształt inkluzji ma wyraźny wpływ na natężenia pola w jej wnętrzu. W przypadku rozciągania modelowej elipsoidy wzdłuż linii pola (Rys. 5.34a oraz 5.35a), natężenie pola E we wnętrzu wtrąciny gazowej obniża się, osiągając przy wartości granicznej rozmiaru inkluzji wartość natężenia pola równą natężeniu pola w otaczającym dielektryku. W przypadku rozciągania elipsoidalnej inkluzji gazowej, umieszczonej prostopadłe do linii pola elektrycznego, przechodzącej przez jej geometryczny środek (Rys. 5.34b, 5.34c, 5.35b oraz 5.35c), widoczny jest efekt wzmocnienia wartości natężenia pola E we wnętrzu tej inkluzji. Dotyczy to obu przypadków orientacji inkluzji, to znaczy zarówno inkluzji rozciąganej w kierunku osi y , jak i w kierunku osi z . Dla tych przypadków, maksymalna wartość natężenia pola E wynosi około 62 V/mm (5.57 kV/mm).

W izolacji kabli elektroenergetycznych, na wzrost wartości natężenia pola elektrycznego i w konsekwencji powstawanie wyładowań niezupełnych, są szczególnie narażone defekty będące rozwarstwieniami na interfejsie 'ekran na żyłę – izolacja kabla'. Krytyczne mogą być również inkluzje gazowe, zamknięte wewnątrz izolacji polimerowej podczas procesu jej wytłaczania, a następnie ściśnięte promieniowo w fazie zastygania. Po dokonaniu analiz wariantowych symulacji numerycznych, w tabeli 5.6 zestawiono ich rezultaty, uwidaczniając wpływ wybranych parametrów na warunki polowe panujące w obrębie wtrącin gazowych. Wartości współczynnika wzmocnienia pola elektrycznego w inkluzji gazowej oszacowano odnosząc wartość natężenia pola w inkluzji do wartości natężenia pola E w izolacji bez obecności defektów.

Tabela 5.6 Wpływ wybranych parametrów na natężenie pola w środku wtrąciny E_{void} , maksymalne natężenie pola we wtrącinie E_{max} oraz odpowiadające im współczynniki wzmocnienia pola f_{c_void} i f_{c_max} , dla wtrąciny umieszczonej w izolacji modelowego kabla elektroenergetycznego

	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]	E_{void} [kV/mm]	E_{max} [kV/mm]	f_{c_void} [-]	f_{c_max} [-]
Rozmiar	$d = 0.5 \text{ mm}$				$d = 1.5 \text{ mm}$				$d = 2.5 \text{ mm}$			
	5.02	5.09	1.23	1.23	5.02	5.26	1.23	1.24	5.02	5.44	1.23	1.24
Położenie (x_s, y_s, z_s)	$(7.55, 0, 0)$				$(17.00, 0, 0)$				$(26.45, 0, 0)$			
	10.70	10.81	1.17	1.20	5.02	5.09	1.23	1.23	3.06	3.21	1.17	1.22
Rozciąganie x	$d_x = 1.0 \text{ mm}$				$d_x = 1.5 \text{ mm}$				$d_x = 2.5 \text{ mm}$			
	4.52	4.66	1.11	1.11	4.33	4.55	1.06	1.07	4.20	4.55	1.03	1.04
Rozciąganie y	$d_y = 1.0 \text{ mm}$				$d_y = 1.5 \text{ mm}$				$d_y = 2.5 \text{ mm}$			
	5.32	5.40	1.31	1.31	5.44	5.52	1.34	1.34	5.56	5.64	1.37	1.37
Rozciąganie z	$d_z = 1.0 \text{ mm}$				$d_z = 1.5 \text{ mm}$				$d_z = 2.5 \text{ mm}$			
	5.32	5.40	1.31	1.31	5.44	5.52	1.34	1.34	5.56	5.64	1.37	1.37

Wartości E przeliczono dla napięcia znamionowego kabla.

Kolor czerwony wskazuje przypadki, w których uzyskano największe wartości pola E oraz wzmocnienia f_c
Kolor zielony wskazuje przypadki, w których uzyskano najmniejsze wartości pola E oraz wzmocnienia f_c
Kolorem niebieskim zaznaczono warianty symulacji, w których uzyskano największą zmienność pola w obrębie wtrąciny

Analiza wariantowa warunków dla powstawania wyladowań niezupełnych w modelu kabla elektroenergetycznego wskazuje, że najbardziej niekorzystnym przypadkiem, ze względu na warunki polowe, jest obecność wtrąciny płaskiej, rozciągniętej prostopadle do linii pola elektrycznego, zlokalizowanej w izolacji, w bezpośrednim sąsiedztwie ekranu na żyłę roboczej. Podstawową wielkością wpływającą na wartość pola w inkluzji jest napięcie przyłożone do modelu (napięcie na żyłę kabla), które w sposób bezpośredni i proporcjonalny skaluje uzyskane wartości pola. Z tego względu wpływ na inicjowanie wyladowań niezupełnych mają sytuacje, w których na izolację kabla oddziałują przepięcia różnego typu. Znaczenie ma również wartość stałej dielektrycznej materiału izolacyjnego. Jej wartość dla obecnie stosowanych materiałów kablowych (głównie polimerowych) zawiera się w zakresie od około 2.2 do około 3.6.

5.4 Model wtrąciny umieszczonej w pobliżu krawędzi elektrody płaskiej

W rozdziale 5.1 przedstawiono analizy pola elektrycznego dla układu elektrod płaskich. Zakładano przy tym, że pole elektryczne wytworzone w izolacji jest polem jednorodnym. Założenie takie jest poprawne pod warunkiem, że analiza dotyczy jedynie obszaru międzyelektrodowego, z pominięciem efektów zniekształcenia pola, występujących w pobliżu krawędzi elektrod. W praktyce laboratoryjnej, na przykład podczas badań wytrzymałości elektrycznej płaskich próbek materiałów elektroizolacyjnych albo w czasie badań służących stwierdzeniu obecności wyladowań niezupełnych w takich próbkach, stosowane są najczęściej elektrody kołowe płaskie, o różnych profilach i wymiarach, w tym przede wszystkim takie, które są definiowane w odpowiednich normach. Pomimo stosowania elektrod o profilowanych krawędziach, w każdym rzeczywistym układzie płaskich elektrod pomiarowych występuje jednak zniekształcenie pola elektrycznego, zaburzające jego rozkład w obszarach badanej próbki znajdujących się w sąsiedztwie krawędzi elektrod.

Podczas badań laboratoryjnych modelowych inkluzji gazowych, wykonany celowo defekt jest zwykle umieszczany centralnie pomiędzy elektrodami, w taki sposób, by znajdował się w strefie pola jednorodnego. W przypadku badań próbek rzeczywistych materiałów izolacyjnych ewentualne defekty mające postać inkluzji gazowych mogą być ułożone w dowolnym miejscu w objętości próbki. Zakładając statystycznie równomierny rozkład defektów, można przyjąć, że większość z nich znajdowała się w polu jednorodnym, jednak część spośród nich znajdzie się w obszarach przy krawędziach elektrod. Można domniemywać, że wtrącina gazowa, która znajdzie się w takim obszarze, zostanie narażona na pole o większej wartości. Narzędziem dla weryfikacji tego domysłu jest wykonanie analiz symulacyjnych.

Do badań symulacyjnych wybrano w sumie 6 układów elektrod opisanych w normach, dotyczących prób wytrzymałości elektrycznej materiałów izolacyjnych.

Geometrię czterech układów elektrod zaczerpnięto z normy IEC 60243-1 [121]:

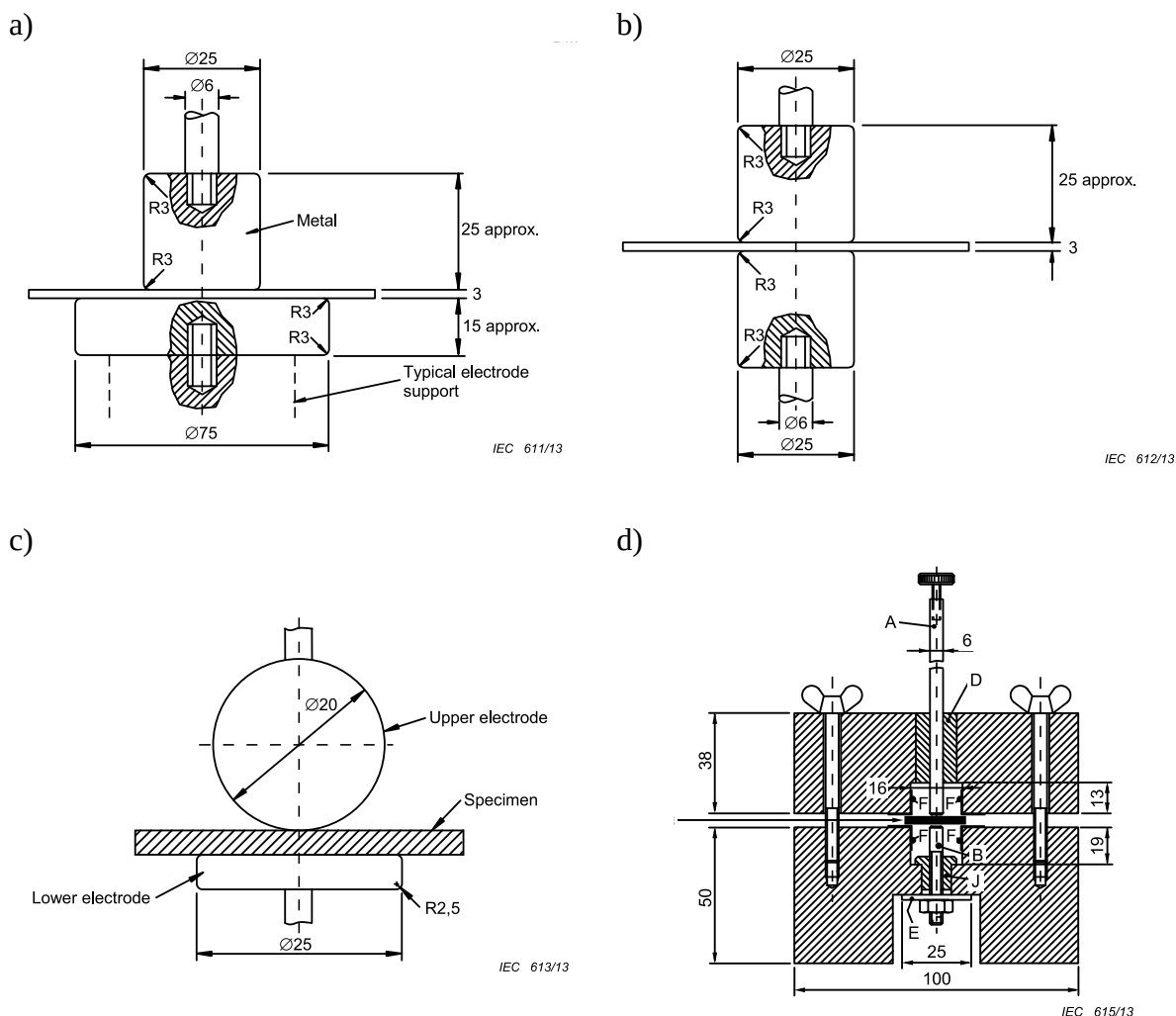
- elektroda cylindryczna $\phi 25$ – elektroda cylindryczna $\phi 75$ (IEC:25-75),
- elektroda cylindryczna $\phi 25$ – elektroda cylindryczna $\phi 25$ (IEC:25-25),
- elektroda sferyczna $\phi 20$ – elektroda płaska $\phi 25$ (IEC:sfera),

- elektroda cylindryczna $\phi 6$ – elektroda cylindryczna $\phi 6$ (IEC:6-6), układ do badania wąskich taśm materiałów izolacyjnych.

Dwa analizowane układy elektrod pochodzą z normy ASTM D149-20 [9]:

- elektroda cylindryczna $\phi 51$ – elektroda cylindryczna $\phi 51$ (ASTM:51-51),
- elektroda cylindryczna $\phi 6.4$ – elektroda cylindryczna $\phi 6.4$ (ASTM:6.4-6.4), układ do badania wąskich taśm materiałów izolacyjnych.

Szczegółowa geometria każdego z układów elektrod IEC jest przedstawiona na rysunku 5.36, a zestawienie ich wymiarów znajduje się w tabeli 5.7. W normie ASTM brak jest rysunków zalecanych do stosowania układów elektrod, ale zawiera ona opis kształtu i geometrii tych układów. Dane wybranych dwóch układów elektrod oparte na tych opisach również zostały umieszczone w tabeli 5.7. W symulacjach przyjęto, że układ elektrod wraz z próbką znajdują się w powietrzu.

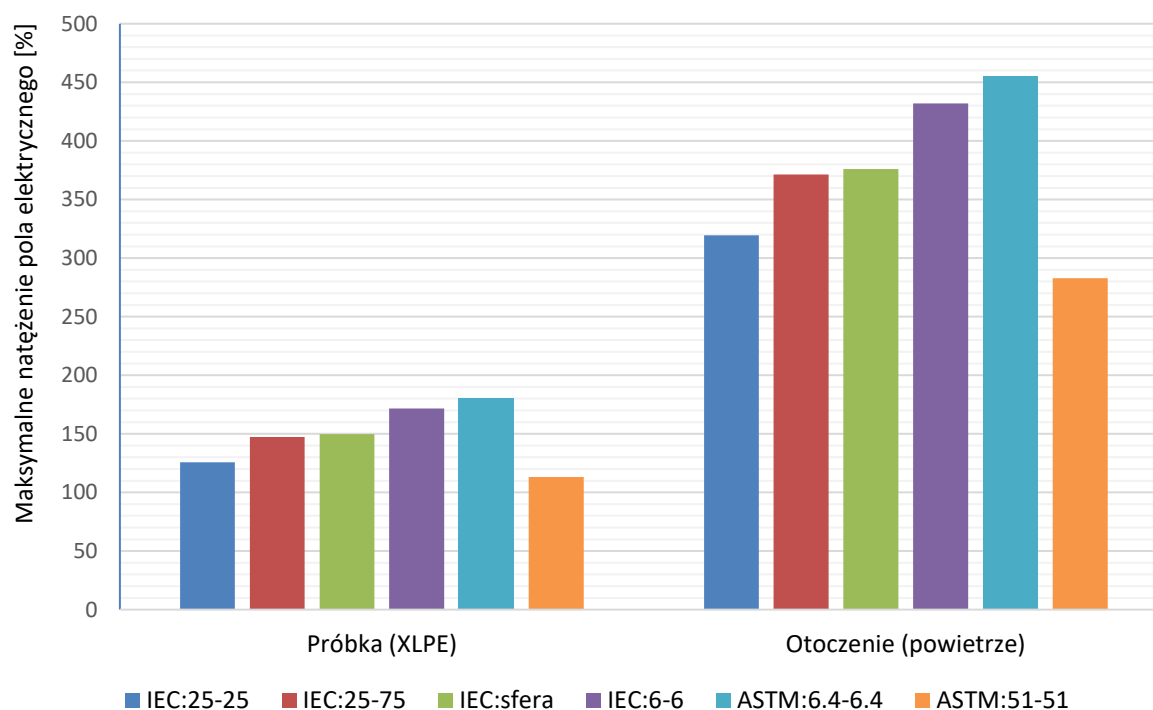


Rys. 5.36 Geometria i wymiary różnych zestawów elektrod do badań wytrzymałości elektrycznej materiałów według normy IEC 60243-1: a) niejednakowe elektrody cylindryczne (IEC:25-75); b) jednakowe elektrody cylindryczne (IEC:25-25); c) układ typu elektroda sferyczna – elektroda płaska (IEC:sphere); d) układ elektrod do badania taśm materiałów dielektrycznych (IEC:6-6) [121]

Tabela 5.7 Zestawienie kształtów i wymiarów elektrod opisanych w normach IEC 60243-1 [121] oraz ASTM D149-20 [9]

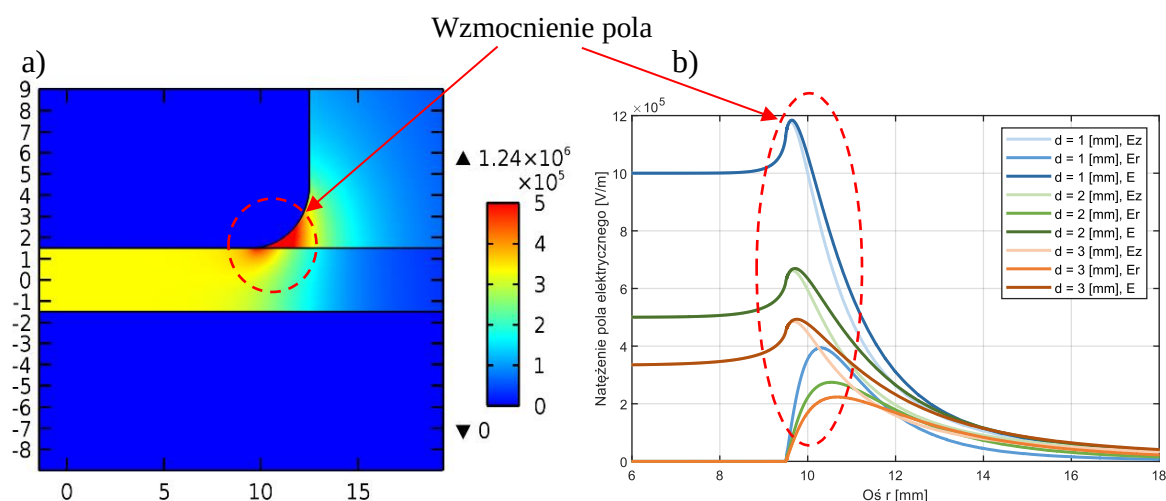
	Górna elektroda				Dolna elektroda			
	Kształt	Średnica [mm]	Wysokość [mm]	Krawędź [mm]	Kształt	Średnica [mm]	Wysokość [mm]	Krawędź [mm]
IEC:25-25	cyldryczna	25	25	3	cyldryczna	25	25	3
IEC:25-75	cyldryczna	25	25	3	cyldryczna	75	15	3
IEC:sfera	sferyczna	20	-	-	płaska	25	6	2.5
IEC:6-6	cyldryczna	6	25	1	cyldryczna	6	25	1
ASTM:51-51	cyldryczna	51	25	6.4	cyldryczna	51	25	6.4
ASTM:6.4-6.4	cyldryczna	6.4	25	0.8	cyldryczna	6.4	25	0.8

Dla modeli każdego z układów elektrod przeprowadzono symulacje numeryczne w programie COMSOL Multiphysics, dla wyznaczenia maksymalnego wzmocnienia pola elektrycznego na krawędziach elektrod. Wszystkie układy poddano działaniu napięcia probierczego o wartości 1 kV, a grubość badanego dielektryka wynosiła 3 mm. Obliczona wartość jednorodnego pola elektrycznego pomiędzy elektrodami wynosi 0.33 kV/mm, co przyjęto jako wartość referencyjną do obliczenia współczynnika wzmocnień pola na krawędziach elektrod. Na rysunku 5.37 przedstawiono maksymalne natężenie pola elektrycznego na krawędziach badanych elektrod odniesione do jednorodnego pola referencyjnego. Dodatkowo, wyznaczono maksymalne wzmocnienie pola w pobliżu punktu potrójnego (*metal – dielektryk – powietrze*), co może być przydatne w oszacowaniu możliwości wystąpienia wyładowań ślizgowych, po powierzchni dielektryka, w danym układzie.

**Rys. 5.37** Maksymalne natężenie pola elektrycznego w próbce oraz w otoczeniu punktu potrójnego, znormalizowane do jednorodnego pola występującego w dielektryku, dla różnych układów elektrod IEC oraz ASTM

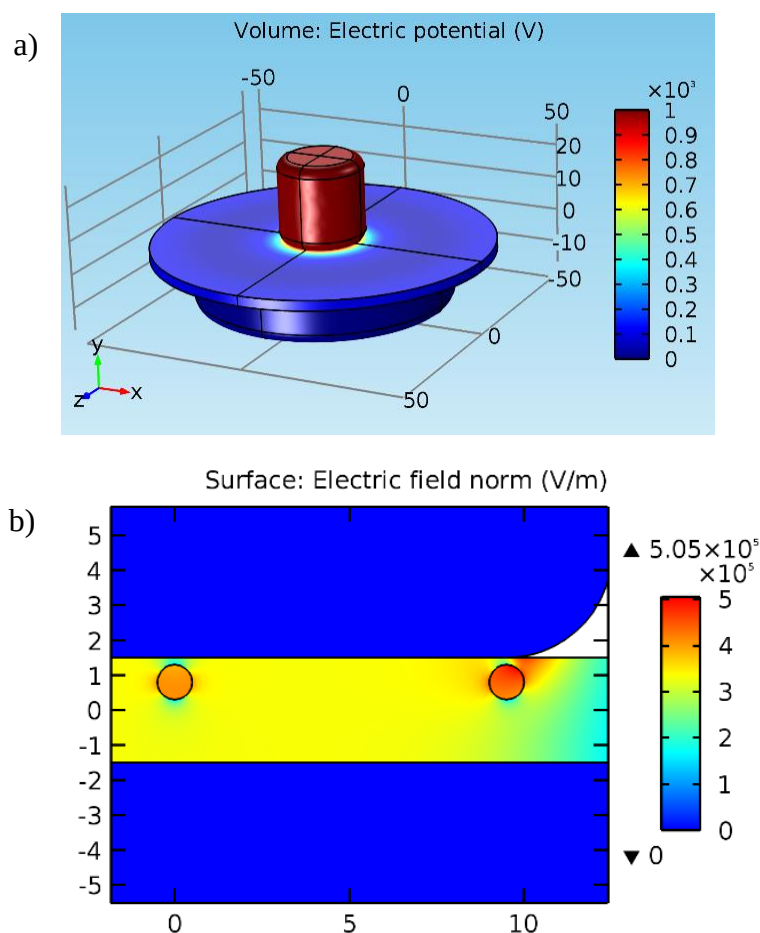
Największy wzrost natężenia pola elektrycznego w próbce dielektrycznej obserwowany jest dla układów elektrod o kształcie cylindrycznych prętów do badania taśm izolacyjnych. Wyniki symulacji wskazują maksymalne natężenie pola w materiale o wartości 0.57 kV/mm (172%) dla układu IEC:6-6 oraz 0.6 kV/mm (181%) dla układu IEC:6.4-6.4. Wynika to z niewielkiej średnicy prętów oraz małego promienia krzywizny ich krawędzi. W próbach napięciowych oraz do pomiarów wyładowań niezupełnych stosowane są zwykle kołowe (cylindryczne) elektrody płaskie wykonane ze stali nierdzewnej. W tej grupie układów elektrod, najmniejszy wzrost pola przy krawędzi elektrody (zarówno w dielektryku, jak i w powietrzu, w punkcie potrójnym) wykazał układ elektrod ASTM:51-51, który ma największy promień krzywizny krawędzi elektrod, wynoszący 6.4 mm. W tym przypadku pole w materiale przy krawędzi elektrody górnej i dolnej wynosi 0.38 kV/mm, co odpowiada 113% wartości referencyjnego pola jednorodnego. Nieco większe wartości zaobserwowano dla symetrycznych elektrod IEC:25-25 (125%). Największe wartości współczynnika wzmocnienia pola wykazały układy niesymetryczne IEC:25-75 oraz IEC:sfera, odpowiednio o wartościach 0.49 kV/mm oraz 0.5 kV/mm co odpowiada wzmocnieniu pola około 150%. Dla sfery nie występuje obszar o jednorodnym polu elektrycznym, dlatego do dalszych symulacji wybrano układ IEC:25-75.

Na rysunku 5.38 przedstawiono wyniki symulacji rozkładu natężenia pola elektrycznego dla układu elektrod IEC:25-75, z zaznaczonym obszarem wzmocnienia pola przy krawędzi elektrod. W kolejnym badaniu symulacyjnym, we wnętrzu dielektryka umieszczono dwie powietrzne inkluzje modelowe o średnicy 1 mm. Jedna z nich została umieszczona w polu jednorodnym, w osi elektrod ($r = 0$ mm), a druga w obszarze wzmocnienia pola przy krawędzi górnej elektrody ($r = 9.5$ mm); przy czym obie wtrąciny znalazły się w odległości 0.2 mm od płaszczyzny górnej elektrody.



Rys. 5.38 Natężenie pola elektrycznego dla układu elektrod IEC:25-75, napięcie probiercze 1kV: a) mapa bitowa rozkładu E w pobliżu krawędzi elektrody górnej dla próbki o grubości 3 mm; b) natężenie pola w dielektryku (E_r – składowa styczna, E_z – składowa normalna, E – moduł wartości), w niewielkiej odległości od górnej elektrody, dla próbek o różnej grubości.

Na rysunku 5.39 przedstawiono wyniki modelowania numerycznego rozkładu potencjału V oraz natężenia pola E dla zamodelowanego układu elektrod IEC:25-75. Maksymalne natężenie pola elektrycznego wewnątrz inkluzji gazowej umieszczonej centralnie, w polu jednorodnym, wyniosło 0.41 kV/mm, a wewnątrz inkluzji położonej przy krawędzi elektrody 0.51 kV/mm. Z rezultatów symulacji numerycznej wynika znaczny, sięgający 25%, wzrost wartości natężenia pola elektrycznego w drugiej inkluzji, w stosunku do pola w inkluzji pierwszej. Przy założeniu wartości natężenia zapłonu wzn E_{inc} , dla rozważanego rozmiaru inkluzji gazowej równego 4.75 kV/mm (Rys. 3.1), dla inicjacji wyładowań w pierwszej inkluzji konieczne jest przyłożenie napięcia probierczego o wartości około 11.6 kV, a dla drugiej jedynie 9.3 kV.



Rys. 5.39 Numeryczny model symulacyjny do badania rozkładu pola dla inkluzji gazowych umieszczonych na krawędzi układu elektrod IEC:25-75, napięcie probiercze 1 kV, grubość dielektryka 3 mm: a) widok 3D modelu ilustrujący rozkład potencjału w układzie; b) rozkład natężenia pola E [V/m] dla wtrąciny umieszczonej centralnie oraz w pobliżu krawędzi elektrody górnej

Podczas badania próbek materiałów izolacyjnych, dla których nie jest znana liczba ani położenie wewnętrznych defektów, mających postać inkluzji gazowych, należy zakładać prawdopodobieństwo obecności wtrącin w obszarze wzmocnienia pola, przy krawędzi elektrod. W takim przypadku, inkluzje te mogą być źródłami wyładowań niezupełnych przy napięciach niższych niż dla defektów zlokalizowanych w części próbki poddanej działaniu pola jednorodnego.

Wyładowania niezupełne w modelowych inkluzjach gazowych przy napięciu AC – pomiary laboratoryjne i symulacje numeryczne

6.1 Wprowadzenie – koncepcja i obiekty badań

Zjawisko powstawania wyładowań niezupełnych cechuje duża złożoność zjawisk fizykalnych, które mają wpływ na ich inicjowanie i przebieg. Jednym z aktualnych kierunków badań w tym zakresie są próby modelowania numerycznego procesów zachodzących podczas wyładowań. Prace badawcze licznych zespołów naukowych są ukierunkowane przede wszystkim na coraz bardziej dokładne i wiarygodne odwzorowanie tych procesów. Dzięki temu podejściu możliwe jest (lub będzie) określenie warunków powstawania i rozwoju wyładowań w defektach o różnym typie, właściwościach i charakterystykach aktywności, a także oszacowanie spodziewanych parametrów wyładowań oraz zagrożeń, które stwarzają one dla układów izolacyjnych, bez konieczności budowania i badania fizycznych układów modelowych. Dodatkowo, możliwe jest wyznaczenie parametrów wyładowań niedostępnych lub trudno dostępnych pomiarowo, np. rzeczywistego ładunku lub energii wyładowania. Dzięki symulacjom numerycznym możliwe jest także szybkie oszacowanie wpływu wybranych parametrów badanego obiektu albo napięcia probierczego na powstawanie, mechanizm i ostateczną formę wyładowań.

W tej części rozprawy, zaproponowano numeryczny model wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych, zrealizowany w programie COMSOL Multiphysics. Do badań wybrano zdefiniowane geometrycznie i materiałowo modelowe układy izolacyjne, w których znajdują się defekty w postaci inkluzji gazowych, będących w pewnych warunkach, źródłami wyładowań niezupełnych. Układy modelowe zostały zaimplementowane numerycznie

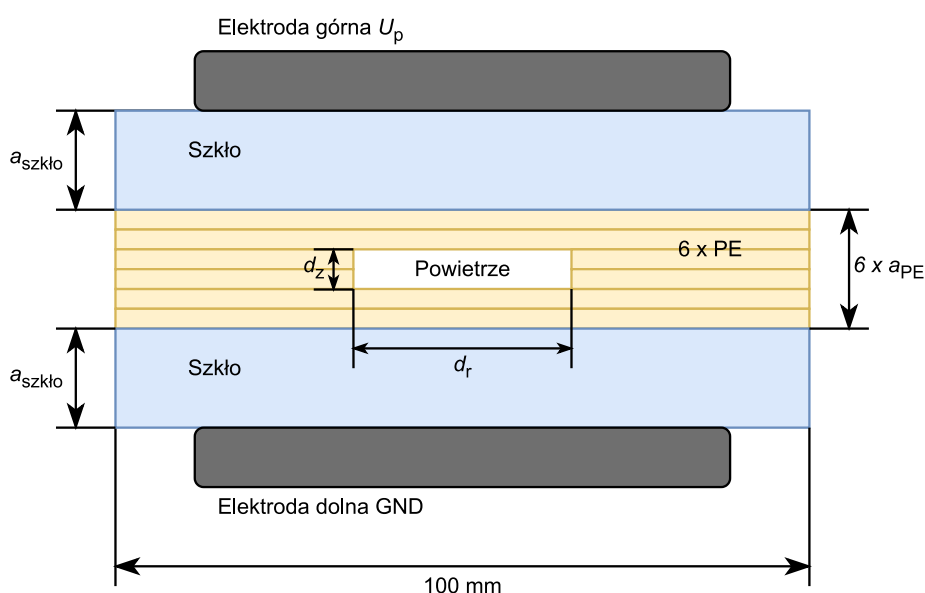
w programie COMSOL, a dla dokonania ich weryfikacji eksperymentalnej, zbudowano również ich odpowiedniki fizyczne, poddane następnie badaniom laboratoryjnym. Procesy tworzenia obiektów modelowych, numerycznych i fizycznych, były realizowane równolegle. Parametry modeli, takie jak grubość warstw modelu, parametry dielektryczne zastosowanych materiałów, rozmiary inkluzji oraz średnice elektrod pomiarowych, były dobierane takie same dla obu grup modeli, aby umożliwić przeprowadzenie analizy porównawczej wyników badań.

Do analizy wybrano modelowy, warstwowy układ izolacyjny, składający się z 6 warstw folii PE (polietylen), które zostały umieszczone pomiędzy dwiema szklanymi płytkami, w celu uzyskania wysokiej stabilności mechanicznej. Wewnątrz warstw folii PE zlokalizowano płaską, okrągłą wtrącinę gazową, o zdefiniowanych średnicach d_r i grubościach d_z . Całość została usytuowana między okrągłymi płaskimi elektrodami ze stali nierdzewnej, wytwarzającymi pole jednorodne. Do górnej elektrody przykładano napięcie probiercze U_p , dolna została uziemiona. Dla wykonania badań porównawczych, przygotowano zestawy próbek o 3 różnych średnicach inkluzji gazowych d_r , równych 8 mm, 4 mm i 2 mm oraz o dwóch grubościach d_z równych 0.2 mm i 0.4 mm. W ten sposób, przez kombinacje wszystkich wymiarów, przygotowano 6 fizycznych próbek modelowych o ustalonych wymiarach (Tabele 6.1 i 6.2).

Tabela 6.1 Oznaczenia próbek modelowych z inkluzjami gazowymi

		Średnica inkluzji d_r [mm]		
		2 mm	4 mm	8 mm
Grubość inkluzji d_z [mm]	0.2 mm	2 mm / 0.2 mm	4 mm / 0.2 mm	8 mm / 0.2 mm
	0.4 mm	2 mm / 0.4 mm	4 mm / 0.4 mm	8 mm / 0.4 mm

Na rysunku 6.1 przedstawiono uproszczoną geometrię przekroju próbek modelowych, z opisanymi rodzajami materiałów oraz z wymiarami, które zostały zestawione w tabeli 6.1.



Rys. 6.1 Przekrój próbki modelowej układu izolacyjnego z inkluzją gazową o określonej geometrii, umieszczonej w dielektryku, w układzie elektrod płaskich

Tabela 6.2 Wymiary konstrukcyjne elementów próbek modelowych z inkluzjami gazowymi

Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Grubość szkła	$a_{szkło}$	1.77	mm
Grubość folii PE	a_{PE}	6 x 0.1	mm
Średnica wtrąciny	d_r	8; 4; 2	mm
Grubość wtrąciny	d_z	0.2; 0.4	mm
Szerokość próbki	-	100	mm

6.2 Opis i przygotowanie modelu symulacyjnego

Natężenie pola elektrycznego jest podstawowym czynnikiem determinującym powstawanie wyładowań niezupełnych. Model numeryczny przygotowany w programie COMSOL i przedstawiony w rozdziale 5, który służy do wyznaczenia rozkładów natężenia pola w obrębie badanych defektów w stanie ustalonym, jest dobrym narzędziem do prognozowania możliwości wystąpienia wyładowań, jednak posiada pewne braki. Z tego powodu, dla dokładniejszego odwzorowania zjawisk fizycznych oraz możliwości przeprowadzenia analizy porównawczej z wynikami pomiarów uzyskanych na modelach fizycznych, konieczne było zbudowanie bardziej zaawansowanego modelu numerycznego.

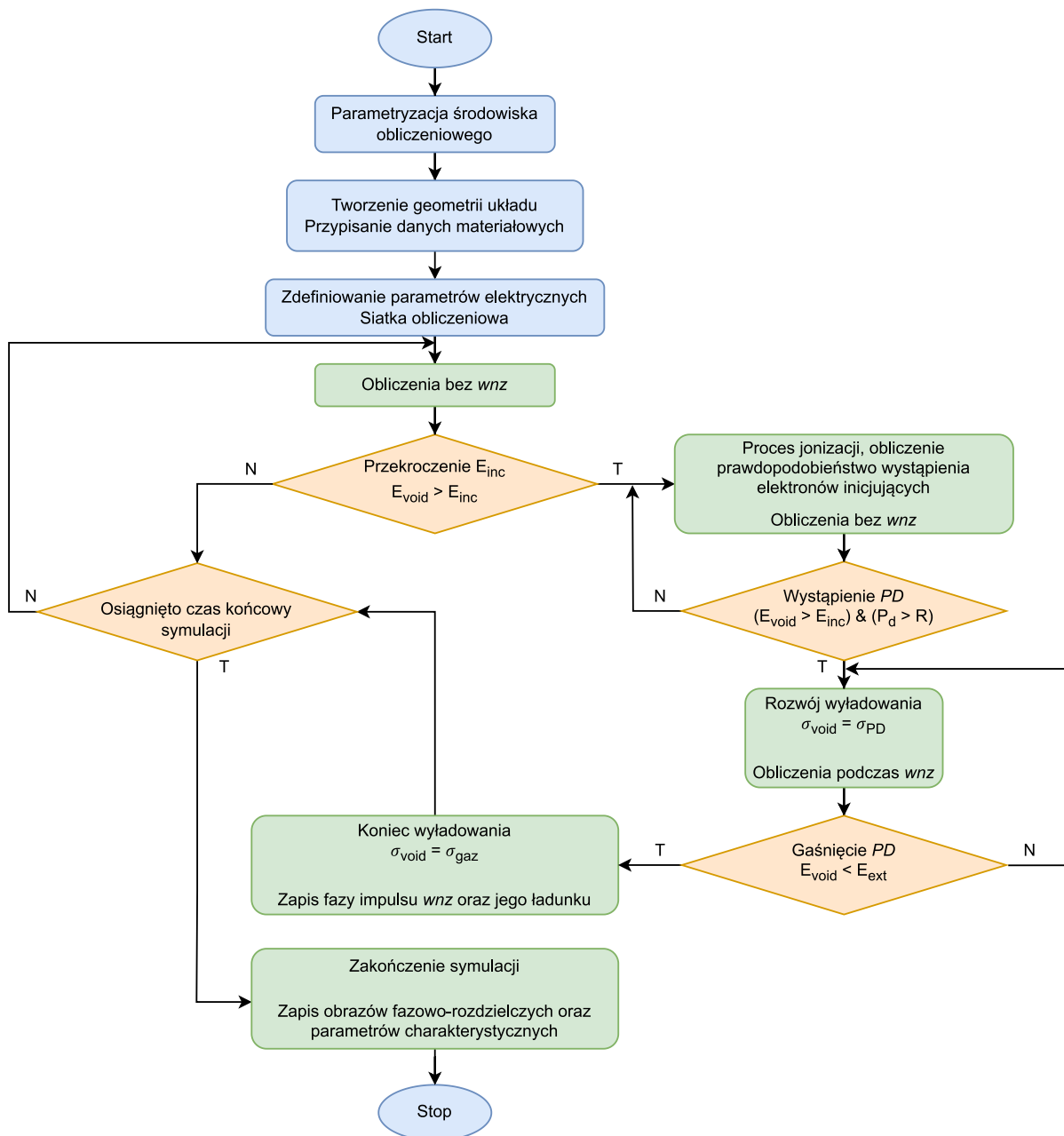
Wstępna koncepcja zakładała przygotowanie numerycznego modelu wyładowań niezupełnych we wtrącinie gazowej, dzięki któremu możliwe byłoby wyznaczenie podstawowych parametrów wyładowań, a następnie ich weryfikacja pomiarowa. Wymaga to zasymulowania rozkładu natężenia pola elektrycznego, jako podstawowego warunku inicjacji wyładowań. Następnie, sprawdzany powinien być warunek jonizacji i obecności elektronów inicjujących wyładowanie, a w kolejnym kroku należy odwzorować proces przepływu ładunku wyładowania. Wymaganiem dodatkowym jest, by czas obserwacji aktywności w_{nz} w inkluzji nie był ograniczony jedynie do pojedynczego wyładowania, ale by pozwalał na rejestrację długiej sekwencji kolejnych wyładowań, dla porównania wyników symulacji z danymi pomiarowymi, gromadzonymi w postaci obrazów fazowo-rozdzielczych φ - q - n [67]. Przyjęto przy tym założenie, że czas realizowanej numerycznie obserwacji procesu generacji wyładowań, będzie odpowiadał czasowi pomiaru i akwizycji obrazów φ - q - n w warunkach laboratoryjnych, tzn. 60 sekund. Wcześniejsze doświadczenia w modelowaniu wyładowań za pomocą oprogramowania FEMM 4.2 sterowanego skryptem języka LUA [194, 292, 293] pokazały, że stosując model elektrostatyczny możliwa jest symulacja w_{nz} i wyznaczenie wymaganych parametrów. Problem okazało się jednak wydłużania czasu obserwacji wyładowań do wymaganego czasu 60 sekund, ze względu na nieakceptowalnie długi czas obliczeń takiej sekwencji za pomocą wymienionego oprogramowania.

W związku ze wskazanymi ograniczeniami, podjęto decyzję o zmianie platformy obliczeniowej na oprogramowanie COMSOL Multiphysics, w wersji 6.0. W zakresie obróbki danych i w pewnym zakresie ich wizualizacji oraz sterowania i wywoływania określonych

komend środowiska symulacyjnego, posłużono się programem MATLAB R2021b. Wszystkie symulacje wykonywano na komputerze o dużej wydajności, o następujących parametrach:

- 2-procesorowa jednostka obliczeniowa: 2 x Intel Xeon E5-2640 v4 2.4GHz (2 x 10 rdzeni fizycznych oraz 2 x 20 rdzeni logicznych),
- Pamięć RAM 8 x 16 GB 2400MHz (128 GB),
- Karta grafiki GeForce GTX 1070, 8GB.

Zdecydowano o wyborze modelu konduktancyjnego, w którym proces wyładowania jest symulowany za pomocą zmiennej w czasie rezystywności gazu wypełniającego wtrącinę. Geometria przygotowanego modelu odzwierciedla dane przedstawione na rysunku 6.1 oraz zawarte w tabeli 6.1. Ogólny algorytm przebiegu symulacji został przedstawiony na rysunku 6.2.



Rys. 6.2 Algorytm symulacji sekwencji wyładowań niezupełnych w wewnętrznych inkluzjach gazowych

Na początku symulacji, konieczne jest sparametryzowanie programu symulacyjnego oraz zdefiniowanie zmiennych. Następnie do przygotowanego modelu geometrycznego przypisywane są materiały wraz z ich parametrami. Kolejno definiuję się wartości graniczne oraz nakłada siatkę obliczeniową. Powyższe czynności wykonywane są jednorazowo.

Następnie, symulacja przechodzi do obliczeń numerycznych potencjału oraz natężenia pola w zdefiniowanym układzie, w dziedzinie czasu. Równolegle sprawdzany jest warunek przekroczenia wewnątrz inkluzji natężenia zapłonu wyładowań E_{inc} , wyznaczonego zgodnie ze wzorem (3.1). Jeżeli podstawowy warunek połowy zostanie spełniony, wówczas sprawdzana jest możliwość inicjacji wyładowania. Obliczane jest prawdopodobieństwo pojawienia się elektronów swobodnych, zdolnych do zapoczątkowania wyładowania. Jeżeli obliczone prawdopodobieństwo P_d określone wzorem (3.24) przekroczy wartość losowej liczby R z zakresu 0 do 1, uznaje się, że zostały spełnione warunki do rozpoczęcia wyładowania. Proces wyładowania modelowany jest za pomocą zwiększenia wartości przewodności elektrycznej gazu we wtrącinie. Wartość przewodności gazu podczas wyładowania σ_{PD} została dobrana tak, aby nie utracić stabilności numerycznej modelu. Przepływający przez wtrącinę ładunek obniża wypadkowe natężenie pola w jej wnętrzu.

Proces wyładowania kończy się, gdy pole we wtrącinie osiągnie wartość natężenia pola gaśnięcia wnz $E_{ext} = 0.1$ kV/mm (na podstawie [26, 27]). Przewodność gazu powraca wówczas do wartości początkowej. Zapisywany jest czas wystąpienia impulsu wnz oraz jego ładunek. Po tym etapie symulacja wraca do trybu obliczeń numerycznych bez wyładowania. Cały proces modelowania trwa aż do osiągnięcia założonego czasu symulacji, wynoszącego we wszystkich przypadkach 60 s. Końcowym etapem procesu symulacji jest wyznaczenie i zapis obrazów fazowo-rozdzielczych φ - q - n oraz innych zarejestrowanych wyników.

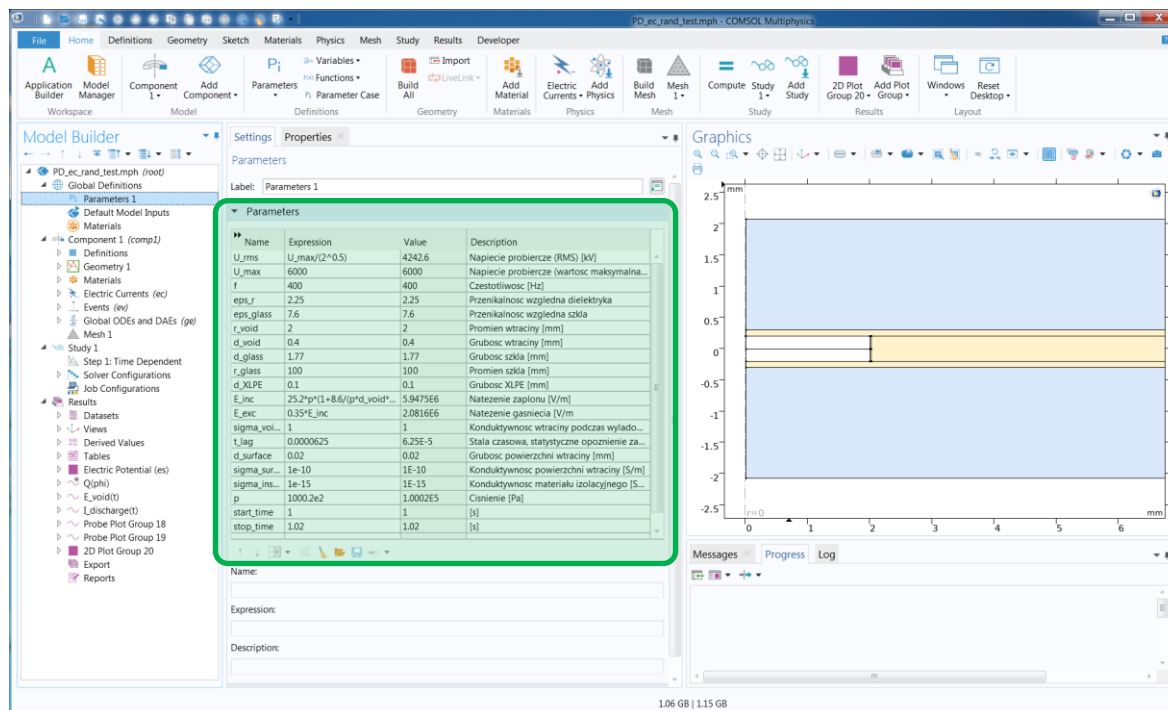
W kolejnych podrozdziałach przedstawiono opis poszczególnych etapów implementacji przedstawionego algorytmu symulacyjnego w środowisku COMSOL. Opis ten obejmuje również metody oraz narzędzia zastosowane dla wyznaczenia wartości parametrów dielektrycznych materiałów zastosowanych do wytworzenia modeli fizycznych, dla których rejestrowano następnie wyładowania niezupełne na stanowisku pomiarowym w Laboratorium Wysokich Napięć Katedry Elektrotechniki i Elektroenergetyki AGH w Krakowie.

6.2.1 Parametry środowiska symulacyjnego

Pierwszym etapem tworzenia modelu jest wybór podstawowych parametrów jego środowiska numerycznego. Wybrano model osiowosymetryczny ‘*axisymmetric*’, ze względu na symetrię osiową analizowanego obiektu. Następnie dodano uwzględniane w modelu zjawiska fizyczne: ‘*Electric Currents (ec)*’ w zakresie zmian pola oraz przepływu ładunków, ‘*Heat Transfer in Solids (ht)*’ i ‘*Electromagnetic Heat Source (emh)*’ w celu analizy zmian temperatury podczas wyładowań (dla wybranych symulacji), ‘*Events (ev)*’ w celu odpowiedniej zmiany parametrów w czasie trwania symulacji oraz ‘*Global ODE’s and DAE’s (ge)*’ do przeliczania określonych zależności. Na koniec zadeklarowano przeprowadzenie symulacji w dziedzinie czasu.

6.2.2 Parametry symulacji

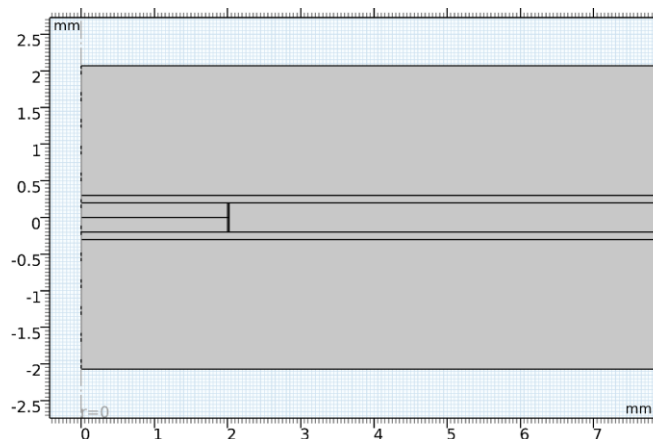
Model symulacyjny przygotowano w ten sposób, aby wszystkie zastosowane w nim parametry były zdefiniowane i zestawione w jednym miejscu (Rys. 6.3). Takie podejście upraszcza zarządzanie modelem oraz ewentualne dokonywanie zmian i modyfikacji.



Rys. 6.3 Okno główne programu COMSOL Multiphysics 6.0, na zielono zaznaczono interfejs do definiowania parametrów globalnych.

6.2.3 Geometria układu modelowego

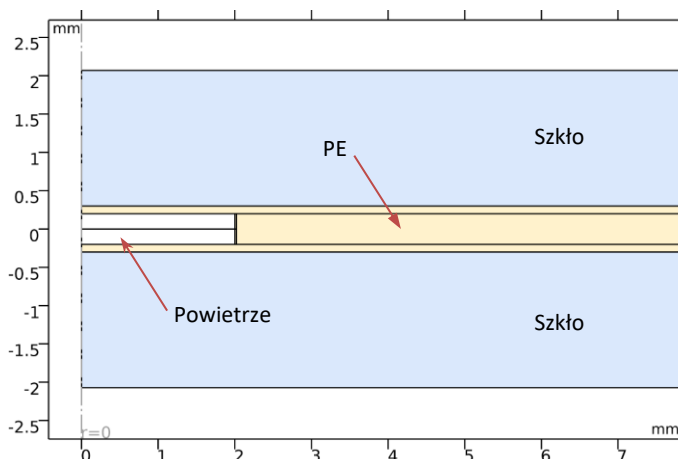
Kolejnym etapem było przygotowanie geometrii modelu (Rys. 6.4), na podstawie rzeczywistych wymiarów fizycznej próbki modelowej (Rys. 6.1, Tabela 6.2). Ze względu na jej prostotę, posłużono się wbudowanym generatorem geometrii programu COMSOL. W przypadku bardziej skomplikowanych kształtów możliwy jest import danych o geometrii układu z programów CAD.



Rys. 6.4 Geometria modelowego układu utworzona w programie COMSOL

6.2.4 Określenie parametrów dielektrycznych materiałów

Pełne zdefiniowanie modelu wymaga określenia wartości parametrów zastosowanych w nim materiałów (Rys. 6.5). W tym celu, konieczne było określenie i wprowadzenie do modelu wartości przenikalności elektrycznych względnych ϵ_r oraz przewodności elektrycznych σ każdego z nich. Dane te można odnaleźć w tablicach parametrów materiałowych, katalogach producentów lub innych źródłach literaturowych. Takie dane charakteryzują się jednak często dużym rozrzutem wartości oraz mogą nie być zgodne z wartościami faktycznie zastosowanych materiałów, co przekłada się bezpośrednio na dokładność i wyniki obliczeń. Przykładowo, dla polietylenu wartość stałej elektrycznej w większości źródeł wynosi ok. 2.25 do 2.3, ale dla szkła rozrzut obejmuje zakres od ok. 4 do ok. 10. Z tego powodu zdecydowano, aby te parametry wyznaczyć pomiarowo.



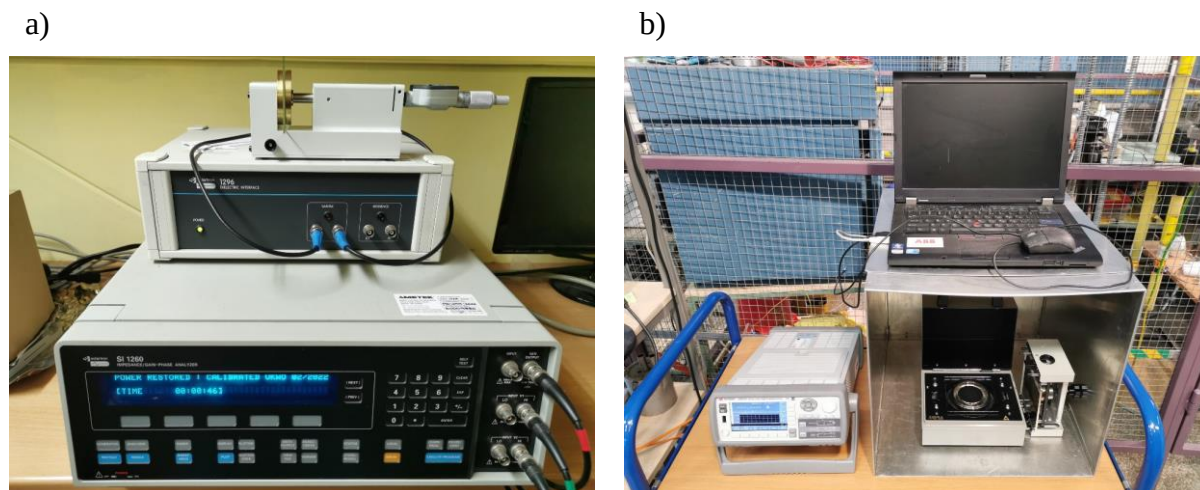
Rys. 6.5 Wskazanie lokalizacji poszczególnych materiałów użytych w symulowanym modelu

W badaniach laboratoryjnych wykonano pomiary przenikalności elektrycznej względnej stosując w tym celu analizator impedancji Solartron SI 1260 [257] wraz z przystawką do pomiarów parametrów dielektrycznych Solartron 1296 (Rys. 6.6a). Pomiary wykonano w układzie elektrod $\phi 30$ mm, z elektrodą ochronną, w zakresie częstotliwości 1 Hz do 1 kHz, przy napięciu 3 V. Wykonano pomiary dla płytki szklanej o wymiarach 100 x 100 mm i grubości 1.77 mm oraz dla folii LDPE, o tych samych wymiarach i grubości 0.1 mm.

Do wyznaczenia rezystywności skrośnej dielektryków stałych, użytych do przygotowania modeli fizycznych, posłużono się elektrometrem Keysight B2987A [146] (Rys. 6.6b). Zastosowano dedykowany układ elektrod $\phi 60$ mm, z elektrodą ochronną. Napięcie pomiarowe wynosiło 100 V, a czas pomiaru 60 s.

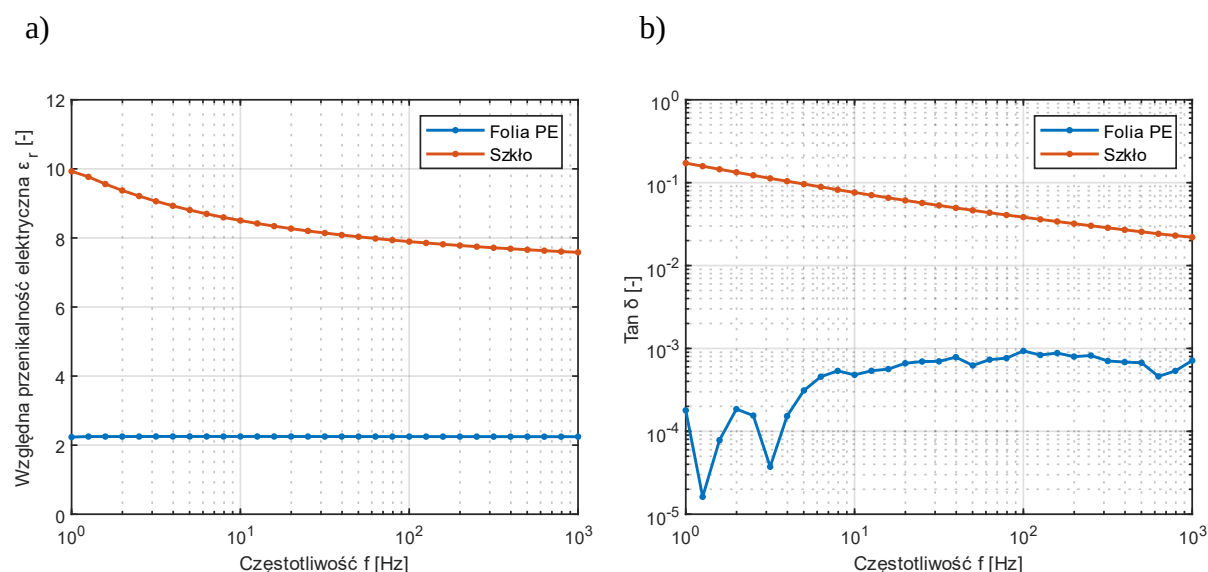
Zarówno pomiary przenikalności, jak i rezystywności wykonywano w zbliżonych warunkach otoczenia: temperatura ok. 20°C i ciśnienie atmosferyczne ok. 1000 hPa.

Wyniki pomiarów stałej dielektrycznej (Rys. 6.7a) wskazują, że dla folii PE jej wartość wynosi około 2.25 i jest niezależna od częstotliwości w analizowanym zakresie. Szkło wykazało silniejszą zależność względem f , od około 7.5 dla 1 kHz do 9.9 dla 1 Hz. Odczytano wartości dla 20 Hz, 50 Hz i 400 Hz, które zostały wybrane do dalszych analiz symulacyjnych i pomiarów. Dla tych częstotliwości wartości ϵ_r wynosiły, odpowiednio, 8.3, 8.0 i 7.6.



Rys. 6.6 Układ pomiarowy do wyznaczania: a) stałej dielektrycznej oraz współczynnika strat (Solartron SI 1260 + SI 1296); b) rezystywności skrośnej (Keysight B2987A).

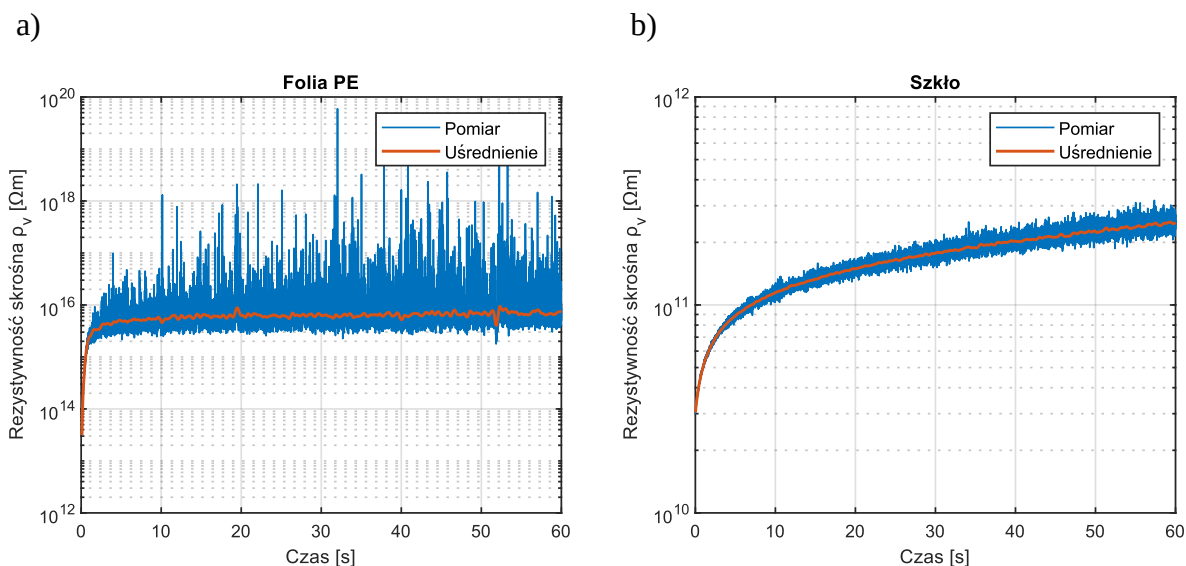
Wyniki pomiarów współczynnika strat dielektrycznych (Rys. 6.7b) potwierdziły, że zgodnie z przypuszczeniami PE jest materiałem o niskich stratach, bowiem $\tan \delta$ ma wartość nie wyższą niż 10^{-3} w całym zakresie częstotliwości. Szkło wykazuje znacznie wyższe wartości strat dielektrycznych, przykładowo, dla 50 Hz współczynnik strat wynosi ok. 0.046.



Rys. 6.7 Wyniki pomiarów: a) względnej przenikalności elektrycznej ϵ_r ; b) współczynnika strat dielektrycznych $\tan \delta$, foli PE oraz szkła.

Folia polietylenowa ma bardzo wysoką wartość rezystywności skrośnej (Rys. 6.8a), sięgającą $10^{16} \Omega \text{m}$. Przebieg prądu dla tej próbki wskazuje na szybki zanik składowych polaryzacyjnych i w efekcie, krótki czas dojścia do wartości ustalonej (kilka sekund). Ze względu na bardzo małą wartość mierzonego prądu (rzędu pA), pomimo użycia dedykowanego układu elektrod (z elektrodą ochronną) i umieszczenia go w ekranowanej obudowie, sygnał pomiarowy był silnie zaszumiony. Z tego powodu, dla określenia przebiegu prądu (odszumienia sygnału) zastosowano filtr uśredniający z ruchomą średnią, typu MA (ang. *Moving Average*), należący do klasy filtrów ze skończoną odpowiedzią impulsową FIR (ang. *Finite Impulse Response*) [171].

W przypadku szkła, rezystywność jest kilka rzędów niższa i wynosi ok. $3 \cdot 10^{11} \Omega \text{m}$. Materiał ten jest silnie polarny, więc po 60 s wartość ρ_v nie osiąga stanu ustalonego.



Rys. 6.8 Wyniki pomiarów rezystywności skrośnej ρ_v dla: a) folii PE; b) szkła

Zastosowane w modelu symulacyjnym wartości wymaganych parametrów materiałowych są zebrane w tabeli 6.3. W przypadku folii PE i szkła przetworzono dane uzyskane w pomiarach własnych, natomiast dla powietrza posłużono się danymi literaturowymi, przyjmując przenikalność względną równą 1 oraz konduktywność równą 10^{-16} S/m [105, 106].

Tabela 6.3 Parametry dielektryczne materiałów zastosowane w modelu symulacyjnym

	Powietrze	Szkło	PE
Przenikalność elektryczna względna ϵ_r [-]	1 / 1 / 1	8.3 / 8.0 / 7.6	2.25 / 2.25 / 2.25
Przewodność elektryczna σ [S/m]	10^{-16}	$3.33 \cdot 10^{-12}$	$1.25 \cdot 10^{-16}$

Dla przenikalności elektrycznej względnej podano 3 wartości, dla częstotliwości 20 Hz / 50 Hz / 400 Hz

6.2.5 Zdefiniowanie warunków brzegowych dla elementów modelu

Przygotowanie modelu symulacyjnego wymaga określenia wartości albo zależności granicznych dla parametrów elektrycznych poszczególnych elementów modelu, czyli zdefiniowania warunków brzegowych. W module '*Electric Currents (ec)*' programu COMSOL określono cztery wyrażenia graniczne (Tabela 6.4). Górną elektrodę napięciową opisano w module '*Electric Potential*', w którym przyłożone do niej napięcie zdefiniowano jako sinusoidalne, o zmiennej amplitudzie U_p i o 3 różnych częstotliwościach f , wynoszących 20 Hz, 50 Hz i 400 Hz. Dolną, uziemioną elektrodę opisano za pomocą modułu '*Ground*'. Dla bocznej krawędzi próbki zdefiniowano brak przepływu prądu na zewnątrz '*Electric Insulation*'. Wybrany model jest osiowosymetryczny '*Axial Symmetry*'.

Tabela 6.4 Przyjęte zależności graniczne dla elementów składowych modelu izolacji z defektem

Nr	Boundary	Wyrażenie
1	Electric Potencial	$V = U_p \cdot \sin(2\pi f \cdot t)$
2	Ground	$V = 0$
3	Electric Insulation	$n \cdot J = 0$
4	Axial Symmetry	$r = 0$

6.2.6 Zdefiniowanie warunków sterowania procesem symulacji

Odpowiednie sterowanie symulacją wyładowania i wyzwalaniem określonych procesów obliczeniowych odbywa się za pomocą modułu 'Events (ev)'. Dzięki tej funkcjonalności, po spełnieniu zdefiniowanych wcześniej warunków, możliwa jest programowa zmiana parametrów symulacji w czasie jej trwania. Biorąc pod uwagę przebieg procesu wyładowania, zdefiniowano 3 podstawowe warunki (Tabela 6.5). Efektem ich działania jest reinicjalizacja zmiennych w określonych momentach symulacji, dzięki czemu możliwe jest odwzorowanie zjawisk zachodzących podczas wyładowań, zgodnie z algorytmem symulacji zaprezentowanym na rysunku 6.2.

Tabela 6.5 Zdefiniowane warunki wyzwalające 'Events' w modelu symulacyjnym

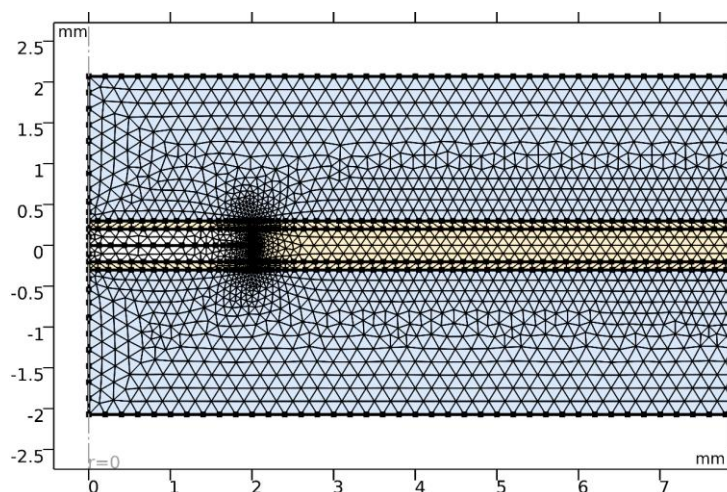
Nr	Warunek / Event	Warunek	Inicjalizacja
1	Przekroczenie E_{inc}	$ E_{void} \geq E_{inc}$	$t_{inc} = t$ $R = 2 \cdot \text{abs}(\text{random}(t))$
2	Wystąpienie PD	$(E_{void} \geq E_{inc}) \wedge (P_d > R)$	$\sigma_{void} = \sigma_{PD}$ $t_{PD} = t$
3	Gaśnięcie PD	$ E_{void} < E_{ext}$	$\sigma_{void} = \sigma_{gaz}$ $\Delta t_{PD} = t - t_{PD}$ $q_{app} = \int_{t_{PD}}^{t_{PD} + \Delta t_{PD}} dt \int_{S_{el}} J_{el} dS$

Pierwszym warunkiem wyzwalającym jest warunek polowy, sprawdzający przekroczenie w inkluzji gazowej wartości natężenia zapłonu wyładowań E_{inc} . Natężenie pola obserwowane jest w środku wtrąciny w punkcie (0,0). Po jego spełnieniu aktualny czas symulacji zapisywany jest jako t_{inc} i losowana jest wartość R z zakresu 0 do 1. Następnie, na podstawie zależności definiującej warunek 2, sprawdzane jest spełnienie warunku zainicjowania wyładowania. Proces rozwoju wyładowania jest symulowany przez skokową zmianę przewodności elektrycznej gazu wypełniającego wtrącinę, z wartości przewodności powietrza na wartość przewodności powietrza podczas wyładowania σ_{PD} . Zapisywany jest również czas wystąpienia wyładowania t_{PD} . Proces wyładowania trwa, aż do obniżenia się wartości natężenia pola w inkluzji poniżej natężenia gaśnięcia E_{ext} . W tym momencie, przewodność elektryczna wtrąciny powraca do wartości początkowej i określany jest czas trwania wyładowania. Ostatnią czynnością jest obliczenie ładunku pozornego wyładowania q_{app} , odpowiadającego scałkowanej wartości prądu, który prze-

płynął przez elektrodę napięciową podczas wyładowania. Prąd ten wyznaczany jest z kolei przez całkowanie gęstości prądu, po całej powierzchni elektrody napięciowej.

6.2.7 Dyskretyzacja modelu – generacja siatki obliczeniowej

Jednym z ostatnich etapów przygotowania symulacji jest nałożenie na zdefiniowany już model dyskretyzującej go siatki obliczeniowej. Mając na uwadze konieczność zachowania równowagi pomiędzy dokładnością obliczeń a czasem symulacji (wynikającym m.in. z wydajności jednostki obliczeniowej) wybrano generację siatki kontrolowaną przez program, o dokładności 'finer' (Rys. 6.9). Wówczas, program automatycznie zagęszcza siatkę w otoczeniu defektu, co pozwala na zwiększenie dokładności analizy w tym właśnie obszarze.



Rys. 6.9 Wizualizacja analizowanego modelu z nałożoną siatką dyskretyzującą.

6.2.8 Pozostałe parametry symulacji

W tabeli 6.6 zebrano pozostałe parametry użyte w modelu symulacyjnym, określające wartości parametrów ogólnych (np. czas symulacji), jak i szczegółowych (np. czasy τ_{lag}).

Tabela 6.6 Podstawowe parametry symulacji do modelowania wnz przy napięciu AC

Parametr	Wartość	Jednostka
Częstotliwość f	20 / 50 / 400	Hz
Czas opóźnienia zapłonu τ_{lag} , dla 20 Hz	1250	μs
Czas opóźnienia zapłonu τ_{lag} , dla 50 Hz	500	μs
Czas opóźnienia zapłonu τ_{lag} , dla 400 Hz	62.5	μs
Przewodność powietrza we wtrącinie podczas wnz	10^{-3}	S/m
Czas trwania symulacji	60	s
Tolerancja względna symulacji	0.001	-
Ciśnienie p	1000	hPa
Temperatura T	20	$^{\circ}C$

6.2.9 Zakres rejestracji wyników symulacji

Podstawowymi rezultatami symulacji, zapisywanymi w trakcie i po jej przeprowadzeniu, były pary parametrów wyladowań: czas wystąpienia wyladowania t_{PD} oraz ładunek pozorny q_{app} . Zapisane wektory danych przetwarzano w programie Matlab, dla uzyskania obrazów fazowo-rozdzielczych, o rozmiarach identycznych jak te, które uzyskano z pomiarów. Rezultaty symulacji akumulowano zatem w macierzy o rozmiarze 256×256 , której kolumny odpowiadają zdyskretyzowanej fazie napięcia, a wiersze ładunkowi pozornemu w_{nz} . Podczas wizualizacji wyniku, liczby wyladowań, zapisane w komórkach macierzy, są odwzorowywane odpowiednim kolorem. Ponadto, archiwizowano również inne rezultaty i parametry, takie jak: rozkład pola elektrycznego, wartość pola wewnątrz inkluzji, prąd wyladowania i inne.

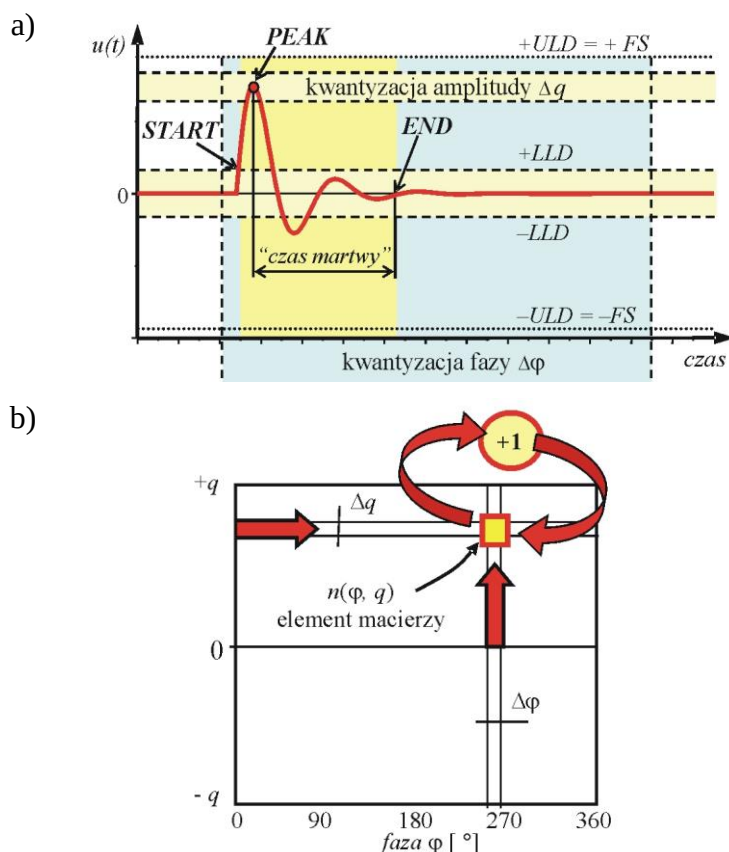
Dla każdego z modeli symulacyjnych, wyznaczono napięcia początkowe wyladowań niepełnych U_0 , jako najniższe napięcie, przy którym rozpoczynają się stabilne wyladowania w inkluzji gazowej (średnio ok. 1 impuls na półokres napięcia). Następnie, wykonano symulacje dla napięć $1.25 \cdot U_0$ i $1.50 \cdot U_0$. Wszystkie symulacje przeprowadzono dla 3 różnych częstotliwości f , równych 20 Hz, 50 Hz oraz 400 Hz. Uzyskane obrazy fazowo-rozdzielcze (dla całkowitego czasu rejestracji równego 60 s) były następnie podstawą dla wykonania analizy porównawczej z rezultatami pomiarów laboratoryjnych.

Należy zaznaczyć, że pomimo zautomatyzowania procesu symulacji i zastosowania wydajnej jednostki obliczeniowej, całkowity czas trwania obliczeń numerycznych dla jednego tylko modelu, ale analizowanego dla 3 różnych napięć i 3 częstotliwości, trwał około 7 dni.

6.3 Pomiary na modelach rzeczywistych – metoda, stanowisko pomiarowe i konstrukcja obiektów badań

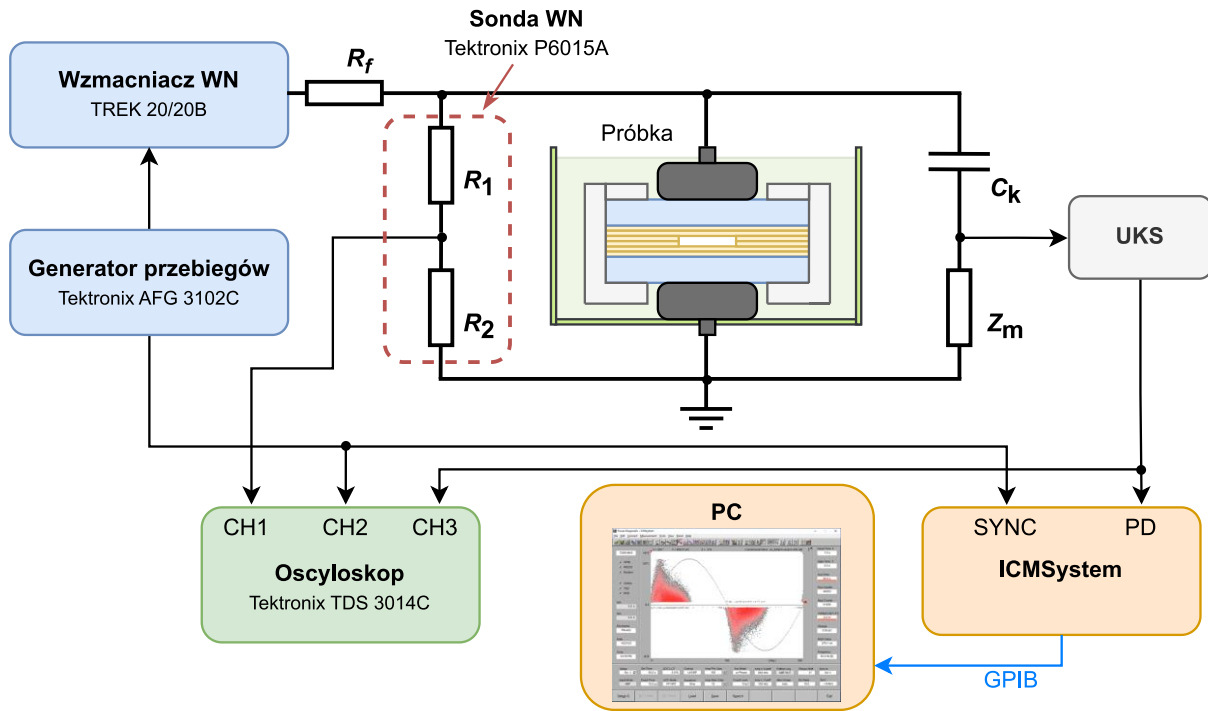
Jako podstawową metodę analizy rejestrowanych pomiarowo w_{nz} zastosowano metodę obrazów fazowo-rozdzielczych ϕ - q - n . Zarejestrowane cyfrowo impulsy w_{nz} są opisane przez dwie wielkości charakterystyczne: fazę wystąpienia impulsu ϕ (współrzędna x) oraz jego ładunek pozorny q_{app} (współrzędna y). Ładunek pozorny jest proporcjonalny do wartości szczytowej impulsu napięciowego, obserwowanego na impedancji pomiarowej o charakterze filtru pasmowego [66]. Rejestracja impulsu następuje po przekroczeniu wartości progu dyskryminacji $\pm LLD$ (ang. *Low Level Discrimination*) (Rys. 6.10a). Wartość LLD określa najmniejszą możliwą do zarejestrowania wartość ładunku pozornego w_{nz} i jest determinowana poziomem szumów w obwodzie detekcyjnym. Wartość szczytowa impulsu ($PEAK$), podlega kwantyzacji, adekwatnie do rozdzielczości bitowej zastosowanego przetwornika A/C . Największa rejestrowana wartość ładunku pozornego jest ograniczona przez ULD (ang. *Upper Level Discrimination*), której wartość w większości przypadków odpowiada pełnemu zakresowi przetwarzania przetwornika $\pm FS$ (ang. *Full Scale*). Sygnał obserwowany na impedancji pomiarowej ma charakter oscylacyjny. Po detekcji wartości szczytowej $PEAK$, stosuje się tzw. „czas martwy”, który zapobiega rejestracjom kolejnych wierzchołków oscylacji tego samego impulsu w_{nz} [66]. Kwantyzacji podlega również faza napięcia probierczego.

Obrazy fazowo-rozdzielcze powstają przez akumulację kolejnych, skwantowanych impulsów *wnz* w komórkach macierzy φ - q (Rys. 6.10b), o odpowiednich współrzędnych adresowych (φ , q). W ten sposób tworzy się 2-wymiarowy rozkład liczności N impulsów przypisanych do określonej dyskretnej wartości fazy φ wystąpienia *wnz* i ładunku q_{app} wyładowania. W przeprowadzonych pomiarach stosowano system detekcji wyładowań z macierzą $D_n(\varphi, q)$ o wymiarach 256 x 256 elementów.

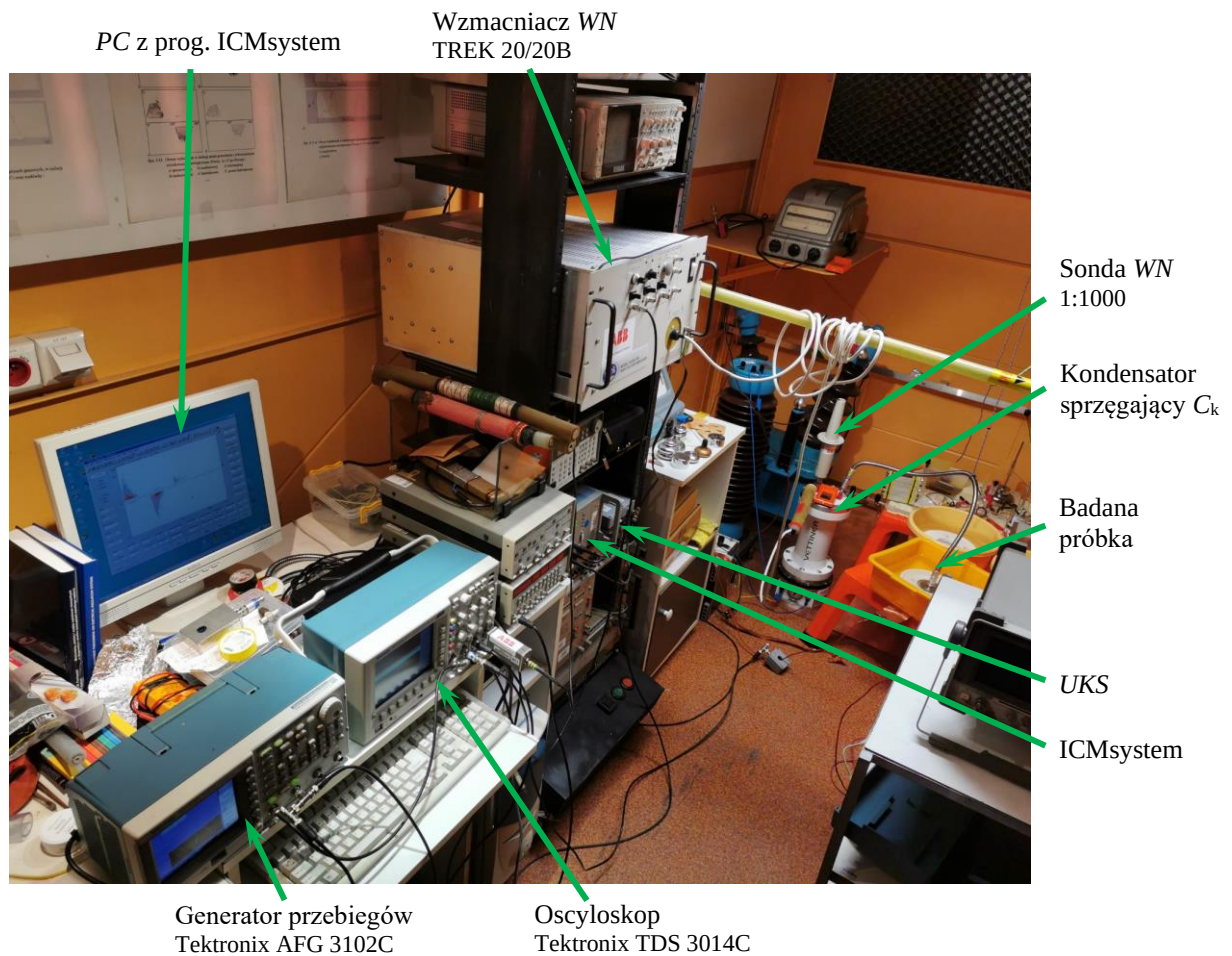


Rys. 6.10 Rejestracja impulsów wyładowań niezupełnych [291, 293]: a) warunki akwizycji pojedynczego impulsu *wnz*; b) metoda rejestracji obrazów fazowo-rozdzielczych wyładowań

W pomiarach zastosowano układ pomiarowy (Rys. 6.11) oparty na systemie do pomiaru *wnz* *ICMsystem* (Power Diagnostix Systems GmbH) [236]. Źródłem napięcia probierczego był wzmacniacz wysokonapięciowy TREK 20/20B sterowany z generatora Tektronix AFG 3102C. Napięcie to było podawane na obiekt przez rezystor R_f . Obwód szerokopasmowej detekcji *wnz*, zgodny z wymogami normy IEC 60270, zawierał kondensator sprzęgającym C_k (VETTINER 97.6 pF) i impedancję pomiarową Z_m . Dzielnik wysokonapięciowy R_1/R_2 (sonda Tektronix P6015A) pozwalał na uzyskanie sygnału synchronizującego, odpowiadającego rozpoczęciu kolejnego okresu napięcia. Napięcie probiercze i sygnał synchronizacji były obserwowane za pomocą oscyloskopu Tektronix TDS 3014C. Impulsy *wnz* z impedancji pomiarowej, po wstępnej filtracji i wzmocnieniu w układzie kondycjonowania sygnału *UKS*, był podawany na wejście *ICMsystem*. Komputer nadzorczy, do sterowania oraz akwizycji obrazów fazowo-rozdzielczych, był połączony z tym systemem za pomocą interfejsu pomiarowego IEEE-488 (*GPIB*). Na rysunku 6.12 przedstawiono widok ogólny stanowiska badawczego, służącego do wykonywania pomiarów *wnz*, wraz ze wskazaniem poszczególnych elementów układu pomiarowego.

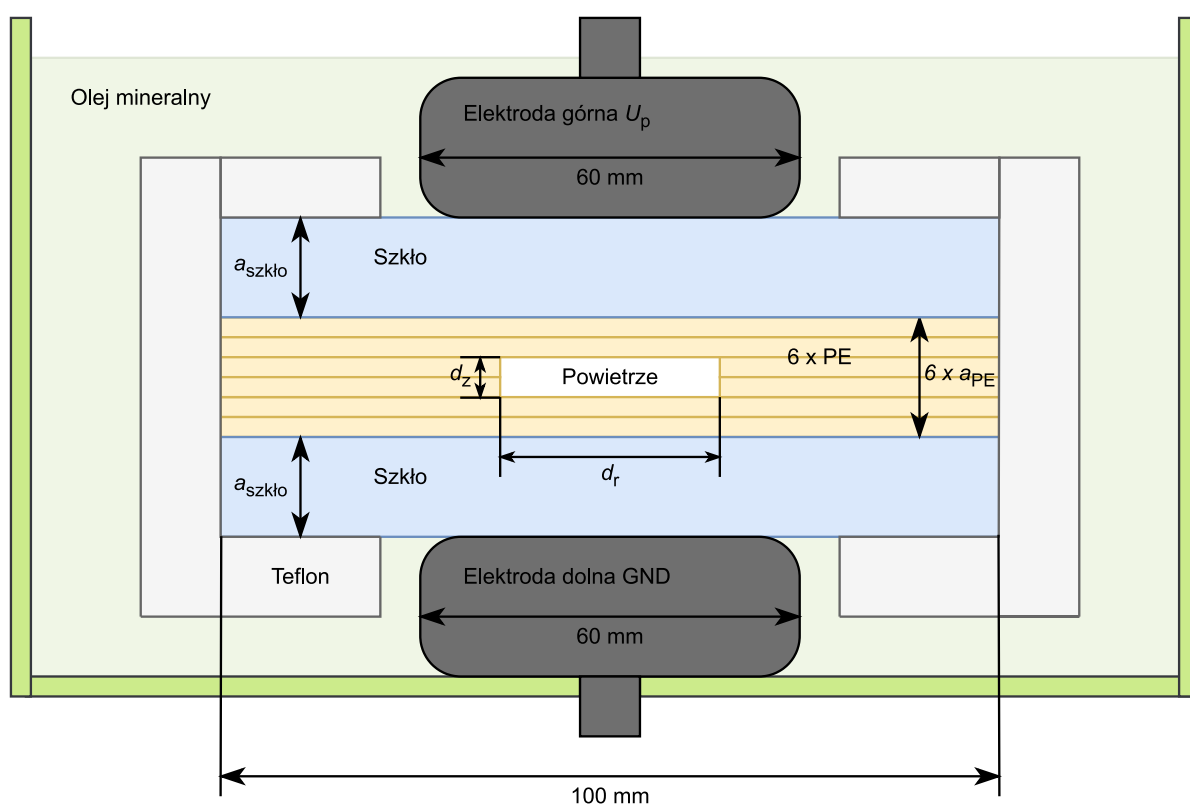


Rys. 6.11 Układ pomiarowy do rejestracji obrazów fazowo-rozdzielczych wnz: R_1 , R_2 – dzielnik napięcia; C_k – kondensator sprzęgający; Z_m – impedancja pomiarowa; UKS – układ kondycjonowania sygnału; R_f – rezystor filtrujący

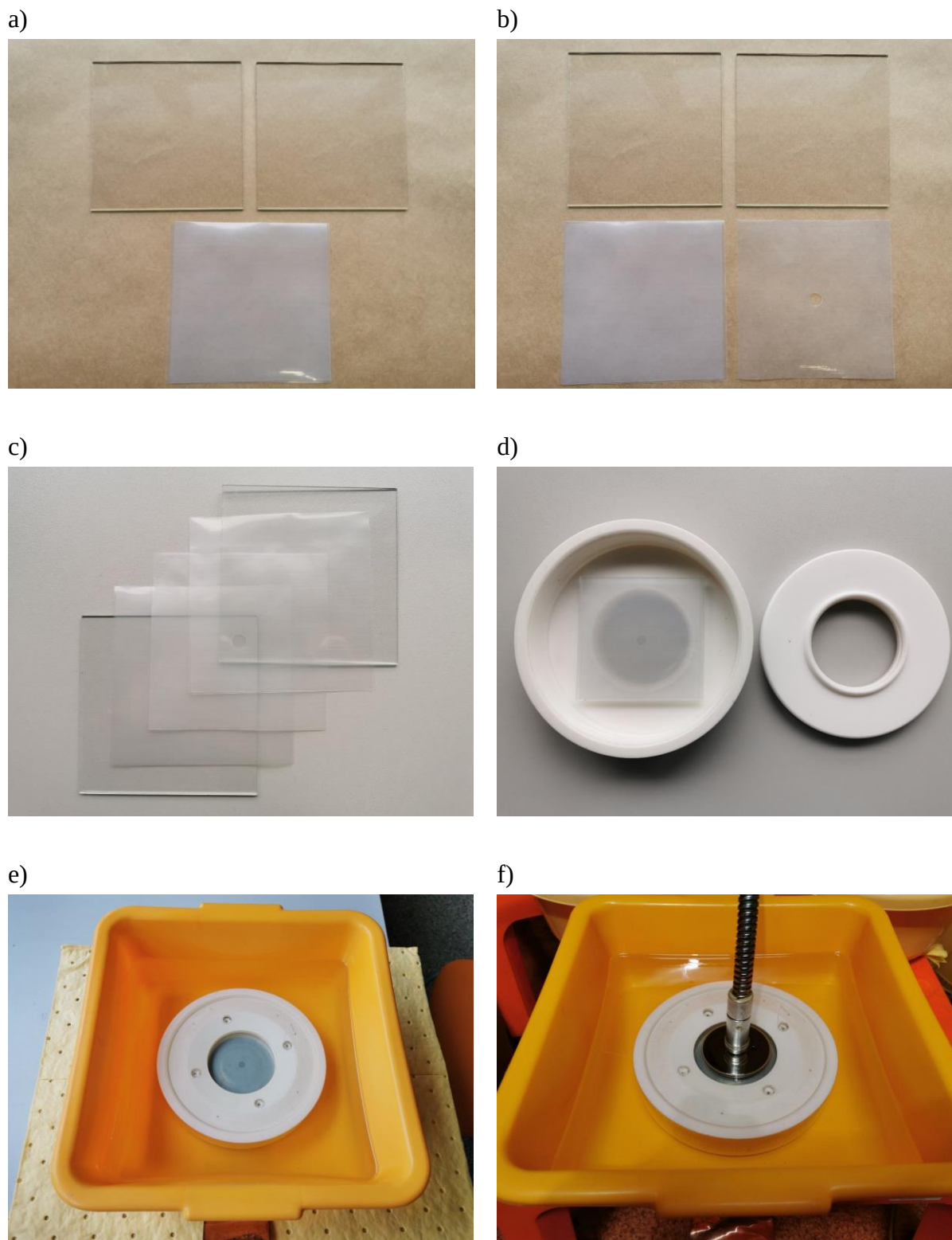


Rys. 6.12 Rozmieszczenie urządzeń i elementów składowych stanowiska pomiarowego

Badanymi obiektami były modelowe, warstwowe układy izolacyjne, zawierające defekty w postaci płaskich, okrągłych wtrącin gazowych, o różnych średnicach d_r i grubościach d_z (Rys. 6.13). W ten sposób, zgodnie z założeniami, uzyskano 6 fizycznych modelowych próbek, których zewnętrzne warstwy są identyczne, różnią się natomiast wymiarami defektu (Tabela 6.1). Każda próbka składa się z sześciu warstw folii LDPE o grubości 0.1 mm, które zostały umieszczone pomiędzy dwiema szklanymi płytkami o grubości 1.77 mm, w celu uzyskania stabilności mechanicznej. Całość została usytuowana między płaskimi elektrodami probierczymi o średnicy $\phi 60$ mm, wytwarzającymi pole jednorodne. Użyto elektrod, których krawędzie zostały wyprofilowane według profilu Rogowskiego, co minimalizuje wzmocnienia pola na ich krawędziach. Do górnej elektrody doprowadzane jest napięcie probiercze U_p ze wzmacniacza wysokonapięciowego, a dolna jest uziemiona. Dla eliminacji powstawania wyładowań powierzchniowych w okolicy punktu potrójnego 'elektroda – szkło – powietrze', badane próbki umieszczono w pojemniku wypełnionym mineralnym olejem transformatorowym. Przed umieszczeniem w oleju, każda próbka była montowana w specjalnym O-ringu teflonowym, którego zadaniem jest stabilizacja mechaniczna elementów próbki i uniemożliwienie wnikania oleju do jej wnętrza. Po zalaniu olejem, uwięzione w okolicach dolnej elektrody bańki powietrzne w oleju, zostały usunięte za pomocą strzykawki i giętkiego wężyka. Warstwy szkła i folii PE były częściowo przezroczyste, co pozwoliło na wizualną ocenę skuteczności ewakuacji pęcherzyków gazu. Na rysunku 6.14 zilustrowano kolejne etapy kompletowania i montażu próbek.



Rys. 6.13 Schemat próbki modelowej z inkluzją gazową o określonej geometrii, umieszczonej w dielektryku, w układzie elektrod płaskich. Próbka jest stabilizowana mechanicznie w O-ringu teflonowym i zanurzona w oleju mineralnym dla eliminacji powstawania wyładowań powierzchniowych.



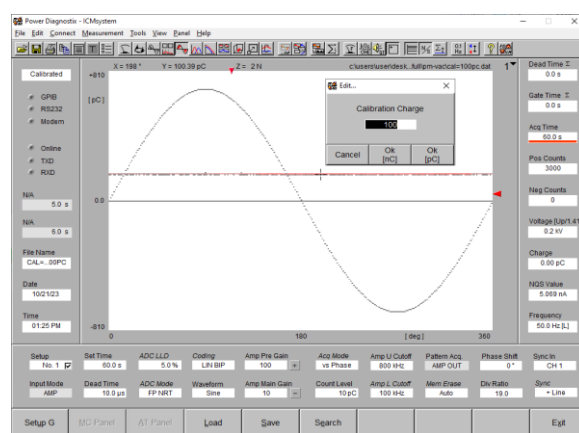
Rys. 6.14 Etapy tworzenia obiektów modelowych: a) przygotowanie płytek szklanych i folii PE o wymaganych rozmiarach; b) wycięcie w folii PE otworów o średnicy defektu; c) złożenie modelu warstwowego z defektem o wymaganej grubości; d) wypozycjonowanie modelu warstwowego układu izolacyjnego z defektem o zdefiniowanych rozmiarach w teflonowym O-ringu; e) skręcenie (zamknięcie) O-ringa, zapewniające szczelność próbki modelowej oraz umieszczenie jej na dolnej, profilowanej elektrodzie stalowej, w pojemniku z olejem mineralnym; f) zainstalowanie górnej elektrody stalowej i podłączenie do niej doprowadzenia wysokonapięciowego.

Każdorazowo, przed rozpoczęciem pomiarów na próbkach modelowych, dokonano skalowania toru pomiarowego, za pomocą generatora ładunków wzorcowych (kalibrator ładunkowy CAL1D firmy Power Diagnostix Systems), przyłączanego równolegle do badanego modelu (Rys. 6.15a). Kalibrator ten generuje ciąg impulsów o znanym ładunku, w przypadku opisywanych badań było to 100 pC. Program do obsługi systemu pomiarowego *ICMsystem* umożliwia dokonanie nadzorowanego przez operatora skalowania toru pomiarowego (Rys. 6.15b). Po zaznaczeniu zarejestrowanego poziomu ładunku pozornego na ekranie programu, i po wpisaniu wartości wstrzykiwanego przez kalibrator na zaciski obiektu ładunku wzorcowego następuje automatyczne przeliczenie i ustalenie pełnego zakresu pomiarowego ładunków na poziomach $\pm FS$ (pełna skala). Warto zaznaczyć, że mierniki do pomiaru *wnz* dokonują pomiarów porównawczych do znanej wartości ładunku zapisanej po procesie skalowania.

a)



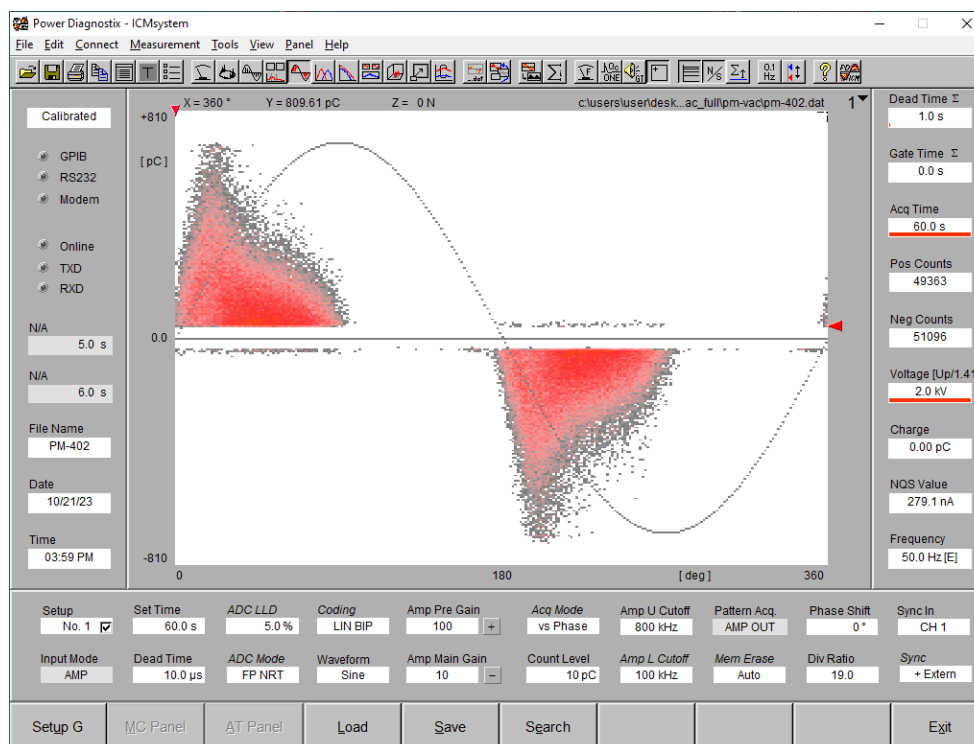
b)



Rys. 6.15 Skalowanie toru pomiarowego: a) podłączony generator ładunków skalujących (ładunek skalujący 100 pC; b) okno programu *ICMsystem* podczas procedury skalowania toru pomiarowego

Podstawowymi parametrami, które ustawiano w programie *ICMsystem* (Rys. 6.16) były: poziom *LLD* – 5.0 %, całkowity czas akwizycji impulsów *wnz* – 60 s, czas martwy („dead time”) – 10 μ s, wzmocnienie wstępne / główne toru rejestracji impulsów *wnz* – 100/10, sposób akwizycji impulsów *wnz* – względem fazy 0 napięcia probierczego. Wzmocnienie toru pomiarowego zostało dobrane w taki sposób, aby zapewnić jego najwyższą możliwą wartość, przy równoczesnym zablokowaniu rejestracji zewnętrznego szumu.

Podczas wykonywania pomiarów, na każdej próbce modelowej stopniowo podnoszono napięcie probiercze, aż do osiągnięcia napięcia początkowego wyładowań U_0 , definiowanego jako najniższe napięcie, przy którym uzyskuje się stabilny i powtarzalny obraz fazowy wyładowań, z ok. 2 impulsami *wnz* na okres. Następnie przeprowadzano rejestracje *wnz* dla napięć $1.25 \cdot U_0$ i $1.50 \cdot U_0$. Całą procedurę wykonano podobnie jak w badaniach symulacyjnych, dla częstotliwości f wynoszącej 20 Hz, 50 Hz oraz 400 Hz. Dla każdej próbki rejestrowano obrazy fazowo-rozdzielcze ϕ - q - n w czasie 60 s. Obrazy te były podstawą do wykonania dalszych analiz i porównań. Wszystkie pomiary wykonano w zbliżonych warunkach atmosferycznych: temperatura otoczenia ok. 20°C, ciśnienie ok. 1000 hPa i wilgotność względna ok. 42 %.

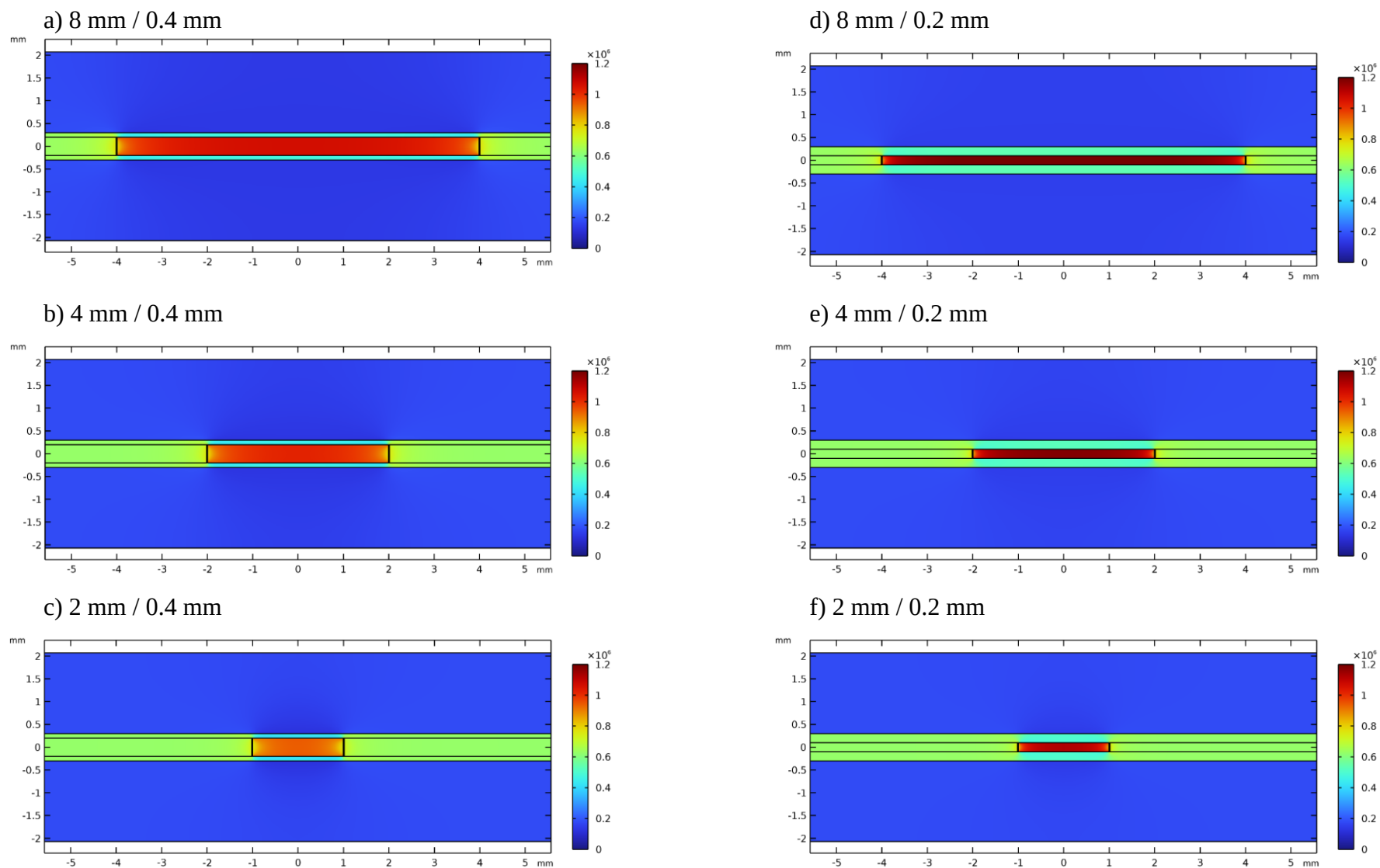


Rys. 6.16 Okno główne programu do obsługi systemu pomiarowego ICMsystem wraz z ustawieniami

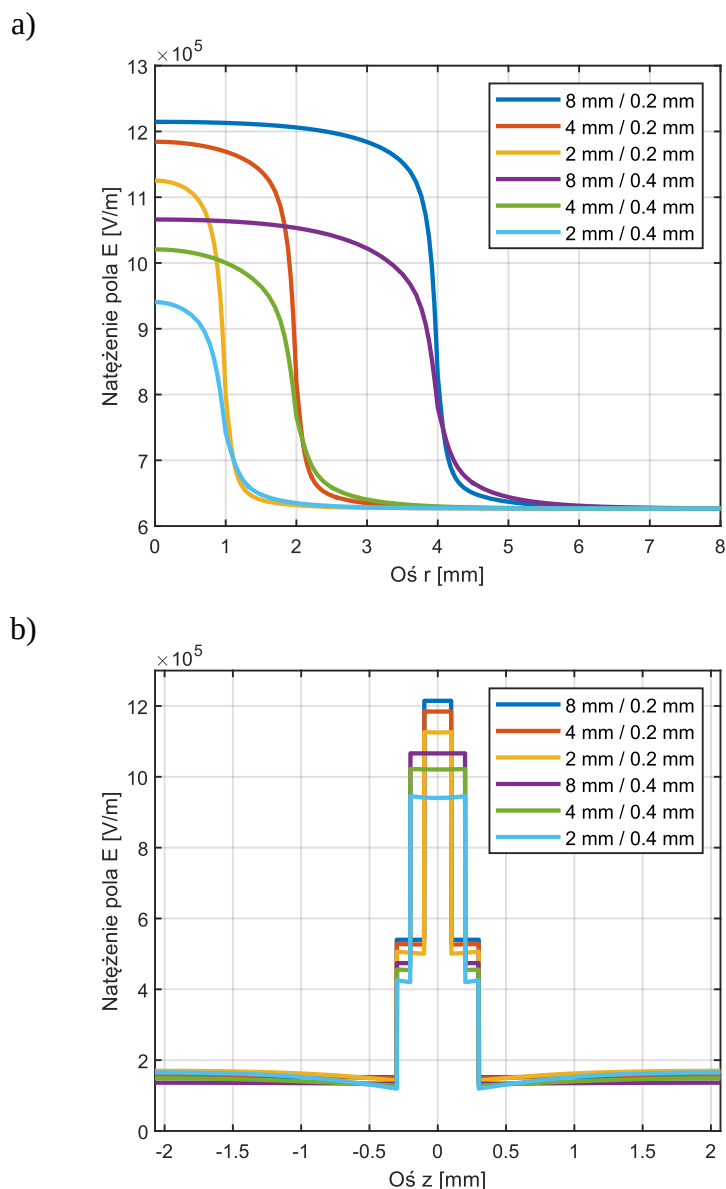
6.4 Wyniki modelowania numerycznego

Analiza otrzymanych rozkładów natężenia pola E w próbkach modelowych (Rys. 6.17 i 6.18), wyznaczonych przy napięciu 1 kV, wskazuje na różnice w wartościach pola, w zależności od rozmiaru inkluzji gazowej. Najniższe natężenie pola, zgodnie z oczekiwaniami, jest dla wszystkich przypadków obserwowane w szkło (poniżej 0.2 kV/mm), ze względu wysoką stałą dielektryczną tego materiału. Pole elektryczne jest „wypychane” do warstw o niższej przenikalności. Z tego powodu natężenie pola w PE jest wyższe, bowiem przekracza 0.6 kV/mm. Najwyższe wartości pola panują wewnątrz wtrącin modelowych, ze względu na najniższą wartość przenikalności elektrycznej powietrza, w stosunku do innych materiałów modelu.

Inkluzje gazowe o grubościach 0.2 mm wykazują istotnie wyższą wartość natężenia pola zapłonu w_{nz} , w stosunku do wtrącin o grubościach 0.4 mm. Dodatkowo, obserwowano różnice w wartościach pola w obrębie defektów o tej samej grubości, ale różnej średnicy. Wytworzone natężenie pola w defekcie o większej średnicy było wyższe, niż pole w defekcie o mniejszej średnicy. Efekt ten jest zgodny z wynikami rozważań teoretycznych oraz wcześniejszego modelowania pola w defektach o zmiennej geometrii, gdzie najwyższe wartości pola otrzymano dla płaskich i cienkich wtrącin, rozciągniętych prostopadłe do linii pola. Defekt o wymiarach 8 mm / 2 mm cechuje się najwyższą wartością pola, przekraczającą 1.2 kV/mm, z kolei najniższe natężenie pola występuje w defekcie 2 mm / 0.4 mm, niespełna 0.95 kV/mm. Otrzymane wartości maksymalnego natężenia pola w poszczególnych próbkach, będą wpływać na napięcie początkowe wyladowań U_0 . Należy jednak mieć na uwadze, że na jego wartość ma również istotny wpływ natężenie zapłonu w_{nz} , które jest warunkowane grubością wtrąciny.



Rys. 6.17 Rozkład natężenia pola E [V/m] w badanych próbkach modelowych, przy napięciu 1 kV



Rys. 6.18 Natężenie pola elektrycznego E w badanych próbkach modelowych: a) wzdłuż osi r ; b) wzdłuż osi z , przy napięciu 1 kV

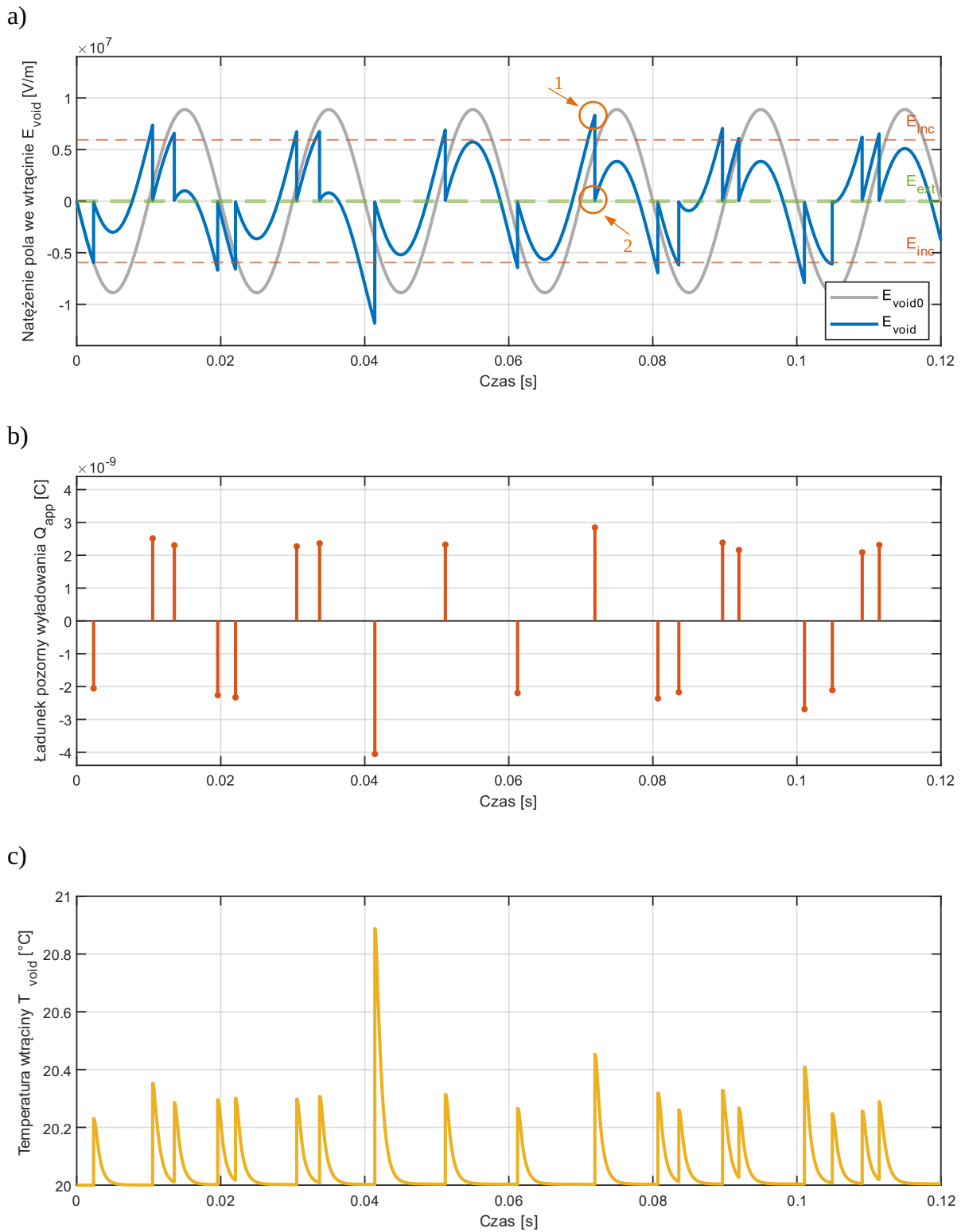
Na rysunku 6.19 przedstawiono przykładowe wyniki symulacji zjawisk zachodzących w inkluzji gazowej, w czasie: zmienność natężenia pola E , ładunki pozorne wyładowań oraz zmiany temperatury we wtrącinie, otrzymane z numerycznego modelu w programie COMSOL, dla defektu o wymiarach 8 mm / 0.4 mm, przy napięciu $1.5 \cdot U_0$ (8.325 kV) i częstotliwości 50 Hz. Obserwacja obejmuje 6 kolejnych okresów napięcia probierczego (0.12 s). Początkowo wartość natężenia pola we wtrącinie E_{void} jest jedynie efektem działania zewnętrznego napięcia. Zgodnie z algorytmem symulacji (Rys. 6.2) po przekroczeniu natężenia zapłonu E_{inc} oraz spełnieniu warunku jonizacji (osiągnięcie statystycznego czasu opóźnienia zapłonu), następuje wyładowanie, które powoduje obniżenie wartości natężenia pola we wtrącinie do wartości natężenia gaśnięcia E_{ext} . Następnie, postępujący dalszy wzrost zewnętrznego napięcia powoduje adekwatny wzrost natężenia pola w defekcie. Po ponownym spełnieniu warunków inicjacji w_{nz} , następują kolejne wyładowania. Sekwencja impulsów dla danego półokresu kończy się wraz z odwróceniem

polarności napięcia. Warto zauważyć, że wypadkowe pole w inkluzji gazowej E_{void} po wyładowaniach jest przesunięte w fazie, w stosunku do pola w inkluzji bez występowania wyładowań $E_{\text{void}0}$. Spowodowane jest to obecnością ładunku, osadzonego podczas impulsów w_{nz} , na górnej i dolnej powierzchni wtrąciny gazowej. Pole wytwarzane przez ten ładunek posiada w czasie trwania sekwencji impulsów przeciwną polarność, do aktualnego zewnętrznego napięcia. Wypadkowe natężenie pola zmienia swoją polarność wcześniej, niż pole pochodzące jedynie od zewnętrznego napięcia, a przesunięcie fazowe zależy od intensywności wyładowań i zgromadzonego ładunku powierzchniowego.

Wyznaczony ładunek pozorny impulsów w_{nz} (Rys. 6.19b) ściśle koreluje z obserwowanym przebiegiem natężenia pola. Wartość ładunku jest proporcjonalna to różnicy natężenia pola przed i po wyładowaniu. Statystycznie, najczęstszymi wyładowaniami są impulsy występujące w krótkim czasie po przekroczeniu natężenia zapłonu (poniżej 1 ms). W takim przypadku obliczony ładunek ma najmniejszą wartość (w analizowanym przypadku nieco ponad 2 nC). Jednak zdarza się, zgodnie z przyjętym prawdopodobieństwem, że aby doszło do spełnienia warunków jonizacji potrzebny jest dłuższy czas. W czasie opóźnienia zapłonu natężenie pola we wtrącinie rośnie, skutkując w efekcie większą wartość ładunku, gdy już dojdzie do wyładowania. W przedstawionym przypadku, impuls o największej amplitudzie wystąpił w trzecim okresie napięcia (około 41 ms), a jego ładunek przekraczał wartość 4 nC.

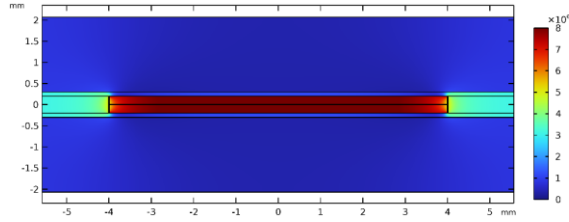
Przepływający podczas impulsu wyładowania prąd, powoduje wzrost temperatury gazu we wtrącinie (Rys. 6.19c), nie przekraczający jednak dla analizowanego przypadku 1°C . Warunki oddawania ciepła do otoczenia są na tyle dobre, a intensywność wyładowań na tyle niska, że temperatura we wtrącinie każdorazowo wraca do wartości początkowej, przed wystąpieniem kolejnego impulsu. Jeśli jednak intensywność wyładowań będzie duża, wówczas może to powodować wzrost temperatury i obserwowane w licznych badaniach eksperymentalnych [65, 69, 95, 117, 133, 196, 265, 273, 274], zmniejszenie wartości ładunków wyładowań, a nawet ich czasowy lub trwały zanik. Efekt ten jest spowodowany energetycznym działaniem impulsów wyładowań, powodującym wzrost temperatury, co skutkuje wzrostem ciśnienia gazu, zamkniętego w inkluzji, a więc podwyższenie wartości natężenia zapłonu wyładowań E_{inc} .

Na rysunku 6.19a zaznaczono chwile przed „1” oraz bezpośrednio po „2” wybranym impulsie w_{nz} , dla których określono rozkłady natężenia pola E , gęstości ładunku w obszarze powierzchni granicznych ρ_q oraz rozkłady temperatury (Rys. 6.20). Wybrany impuls wyładowania powoduje zmniejszenie pola wewnątrz defektu, z wartości przekraczającej 8 kV/mm do wartości około 0,1 kV/mm, przy jednoczesnym podwyższeniu natężenia pola w folii PE oraz szkłe, nad i pod wtrąciną. W przypadku folii PE jest to wzrost z około 1.15 kV/mm do 4.1 kV/mm, a dla szkła z 0.35 kV/mm do 1.1 kV/mm (Rys. 6.20a do 6.20d). Źródłem zmian pola jest ładunek, który przepłynął kanałem wyładowczym, co doprowadziło do zmiany jego wartości i polarności na dolnej i górnej powierzchni wtrąciny, z $+40/-40 \text{ C/m}^3$ na $-20/+20 \text{ C/m}^3$ (Rys. 6.20e i 6.20f). Przedstawione rozkłady temperatury (Rys. 6.20g i 6.20h) mają charakter uproszczony, bowiem podczas ich wyznaczania nie uwzględniono zjawisk przepływu i oddawania ciepła w gazie.

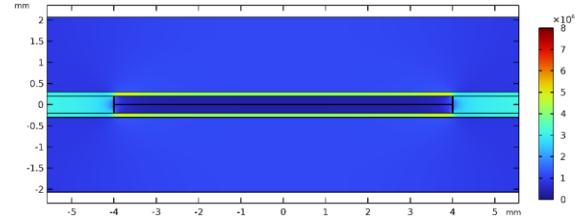


Rys. 6.19 Przebiegi czasowe: natężenia pola we wtrącinie E_{void} ; b) ładunku pozornego wyladowania Q_{app} ; c) temperatury we wtrącinie T_{void} , uzyskane w symulacji wnz dla układu modelowego wtrącin o wymiarach 8 mm / 0.4 mm, przy napięciu $1.5 \cdot U_0$ i częstotliwości 50 Hz. „1” – chwila przed wybranym impulsem wyladowania, „2” – chwila po wybranym impulsie wyladowania.

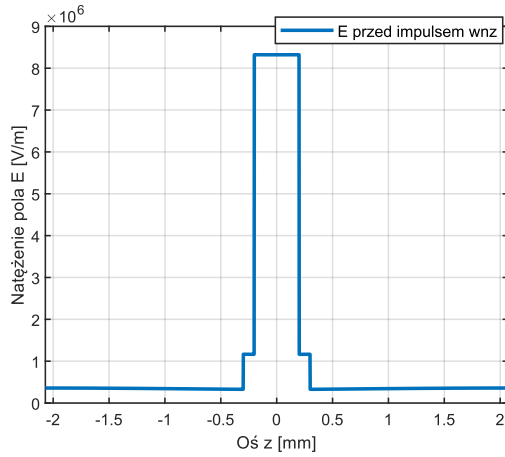
a) 1 – E przed impulsem w_{nz}



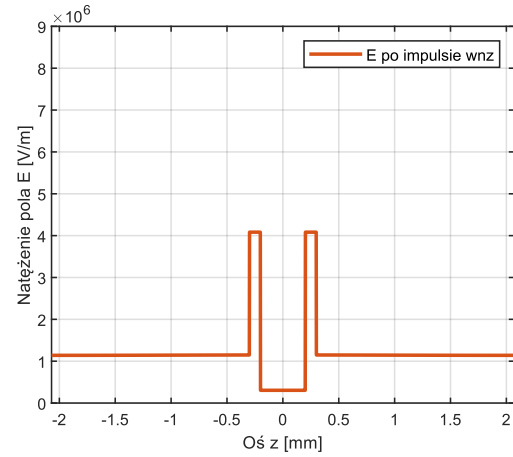
b) 2 – E po impulsie w_{nz}



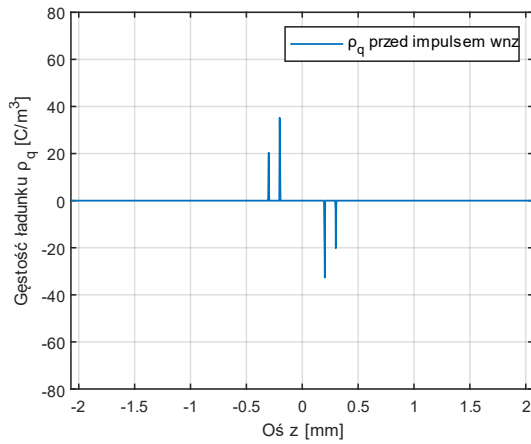
c) 1 – E przed impulsem w_{nz}



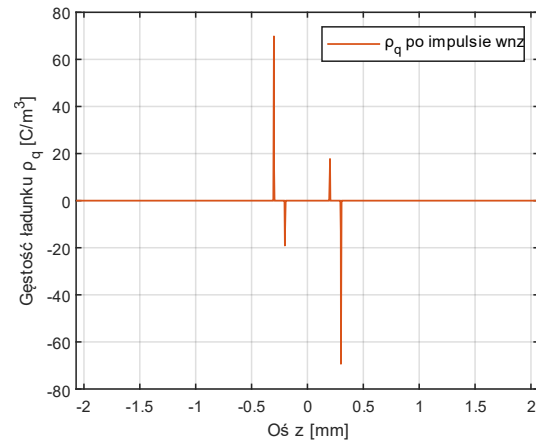
d) 2 – E po impulsie w_{nz}



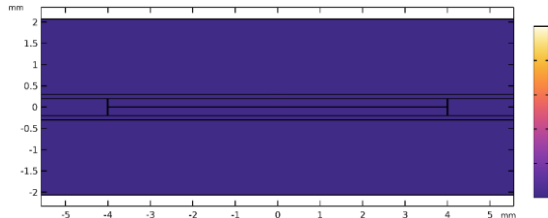
e) 1 – ρ_q przed impulsem w_{nz}



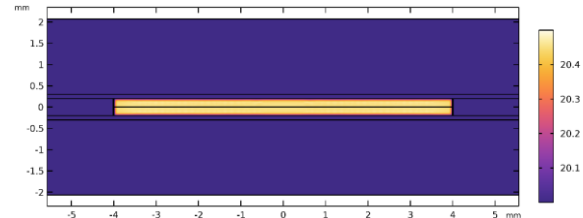
f) 2 – ρ_q po impulsie w_{nz}



g) 1 – T przed impulsem w_{nz}



h) 2 – T po impulsie w_{nz}



Rys. 6.20 Natężenie pola E [V/m], gęstość ładunku ρ_q [C/m³] oraz temperatura T [°C] w obrębie wtrąciny, przed „1” i po „2” wybranym impulsie wyładowania, dla modelowej wtrąciny gazowej 8 mm/0.4 mm, przy napięciu $1.5 \cdot U_0$ i częstotliwości 50 Hz.

6.5 Porównanie wyników symulacji z wynikami pomiarów

Symulacje numeryczne oraz pomiary laboratoryjne na fizycznych próbkach modelowych przeprowadzono na obiektach o takiej samej geometrii i takich samych parametrach dielektrycznych materiałów konstrukcyjnych. Na podstawie otrzymanych obrazów fazowo-rozdzielczych wyznaczono, a następnie porównano wybrane parametry charakteryzujące wyładowania:

- napięcie początkowe wyładowań U_0 ,
- liczbę impulsów dodatnich N_+ , ujemnych N_- oraz całkowitą liczbę impulsów wnz N ,
- ładunek pozorny średni Q_{avg} , maksymalny Q_{max} oraz całkowity ładunek pozorny wyładowań za okres 60 s – Q_{total} ,
- zakres fazowy $\Delta\varphi$ oraz fazę początkową wyładowań φ_{inc} .

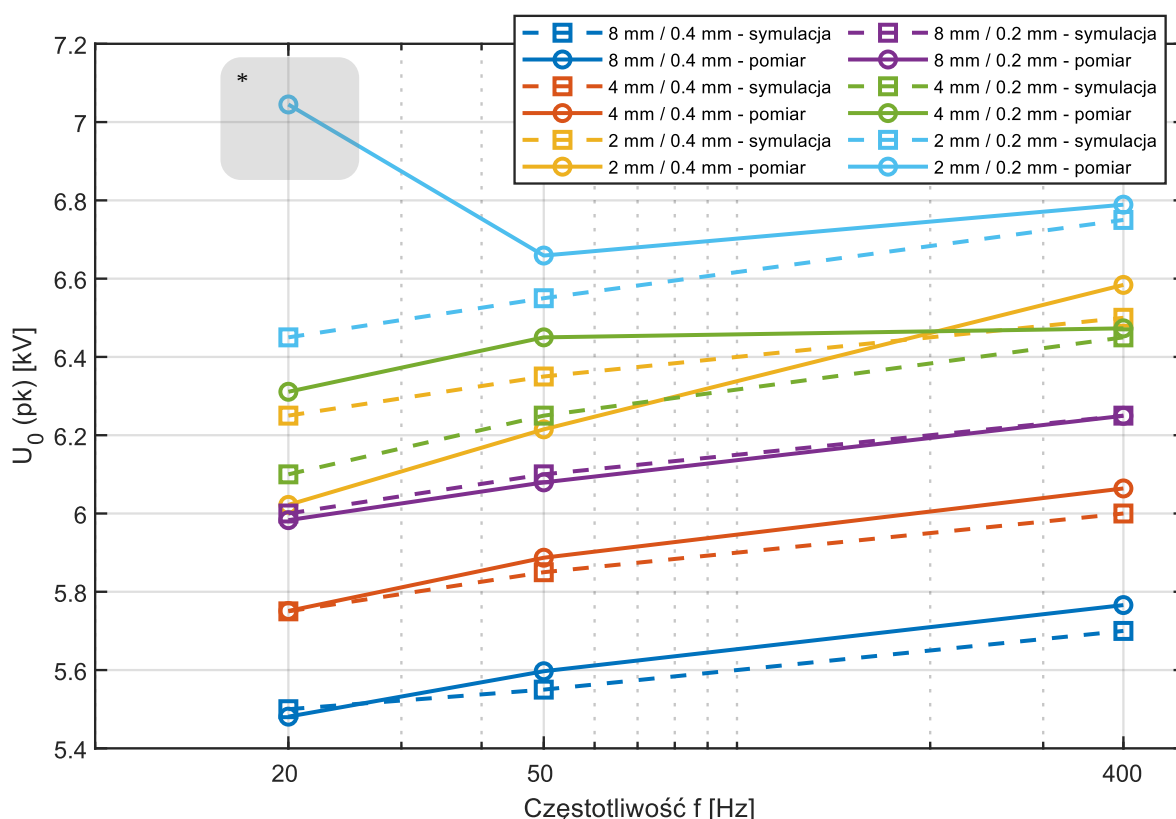
Pełne wyniki symulacji oraz pomiarów wnz wraz z przetworzonymi lub zarejestrowanymi obrazami fazowo-rozdzielczymi φ - q - n zamieszczono w *Załączniku A*. W tej części rozprawy zostały zaprezentowane wybrane przykłady oraz uzyskane podczas analiz całościowych dane przetworzone, przede wszystkim obejmujące efekty analizy porównawczej.

Porównanie wartości napięć początkowych wyładowań niezupełnych U_0 (Tabela 6.7, Rys. 6.21), wyznaczonych za pomocą modelu numerycznego oraz uzyskanych w pomiarach wskazuje na wysoką zgodność otrzymanych wyników. W badaniach symulacyjnych stwierdzono, że wtrącina o wymiarach 8 mm / 0.2 mm cechuje się najwyższą, a wtrącina 2 mm / 0.4 mm najniższą wartością pola elektrycznego. Na podstawie wyłącznie kryterium polowego, można by prognozować, że najniższe napięcie początkowe wyładowań wystąpi w pierwszej z tych wtrącin (8 mm / 0.2 mm), a najwyższe w drugiej (2 mm / 0.4 mm). Najniższe napięcie probiercze, przy którym zaobserwowano stabilne wyładowania, zarówno symulacyjnie jak i pomiarowo, uzyskano jednak dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.4 mm. Z kolei do inicjacji wyładowań we wtrącinie 2 mm / 0.2 mm, potrzebna była największa wartość napięcia. W sposób wyraźny uwidocznił się więc drugi czynnik, który ma wpływ na wartość napięcia U_0 – natężenie inicjacji wyładowań E_{inc} . Jego wartość silnie zależy od grubości defektu (Rys. 3.1). Próbki o grubości inkluzji 0.2 mm mają wyższy współczynnik wzmocnienia pola, ale wyliczona dla nich wartość natężenia zapłonu wnz, 7.37 kV/mm (zgodnie ze wzorem (3.1)), jest istotnie wyższa niż dla próbek o grubości 0.4 mm ($E_{inc} = 5.95$ kV/mm). Z tego względu, w każdej analizowanej próbce, realna wartość napięcia początkowego wyładowań U_0 , zależy od wzajemnej relacji między wzmocnieniem pola a natężeniem inicjacji wyładowań, które są zależne od grubości inkluzji.

Zarówno w modelowaniu numerycznym, jak i podczas weryfikacji eksperymentalnej w laboratorium, zaobserwowano wzrost napięcia U_0 wraz ze zwiększaniem częstotliwości napięcia probierczego. Efekt można tłumaczyć wpływem zależności stałej dielektrycznej szkła od częstotliwości. Przykładowo, dla defektu 4 mm / 0.4 mm, dla 50 Hz, napięcie początkowe wyładowań (symulacyjne/pomiarowe) wynosi 5.85 kV / 5.89 kV – przy stałej dielektrycznej szkła wynoszącej 8.0 (Rys. 6.7, Tabela 6.3). Przy obniżeniu częstotliwości do 20 Hz, stała dielektryczna szkła wzrasta do 8.3, co w efekcie powoduje wzrost natężenia pola we wtrącinie

i w konsekwencji obniżenie napięcia początkowego wnz do 5.75 kV / 5.75 kV. Przy zwiększeniu częstotliwości do 400 Hz, sytuacja się odwraca, stała dielektryczna szkła maleje do 7.6, co prowadzi do obniżenia wartości natężenia pola w inkluzji gazowej i w efekcie do podwyższenia wartości napięcia początkowego wyładowań U_0 do wartości 6.00/6.06 kV.

Największą rozbieżność wartości U_0 , pomiędzy wynikami symulacyjnymi oraz pomiarowymi zaobserwowano dla najmniejszej inkluzji o wymiarach 2 mm / 0.2 mm, szczególnie przy częstotliwości 20 Hz – odpowiednio 6.45 i 7.05 kV (Rys. 6.21). Poszukując przyczyny tej rozbieżności stwierdzono wpływ czynnika aparaturowego. Ładunki pozorne wnz, rejestrowane dla inkluzji 2 mm / 0.2 mm miały najniższą wartość i przy napięciu początkowym U_0 , symulowanym numerycznie, większość z nich miała wartość niższą niż próg rejestracji LLD systemu pomiarowego. Dopiero przy znacznym podwyższeniu napięcia probierczego ponad oszacowaną symulacyjnie wartość U_0 , maksymalne ładunki pozorne osiągają wartości przekraczające wartość progu rejestracji (Załącznik A, Rys. 0.16). Ten przykład, w bardzo praktyczny sposób wykazuje użyteczność symulacji numerycznych dla analiz interpretacyjnych wyników pomiarów wyładowań niezupełnych. Równocześnie, w pewien sposób wskazuje na numeryczną poprawność modelu symulacyjnego opracowanego w środowisku programu COMSOL Multiphysics.



Rys. 6.21 Porównanie wyników symulacyjnych oraz pomiarowych napięcia początkowego wyładowań U_0 (wartość maksymalna) dla badanych obiektów modelowych, przy częstotliwości napięcia probierczego 20 Hz, 50 Hz oraz 400 Hz

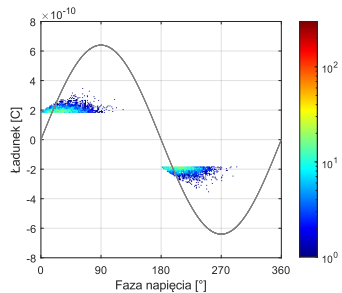
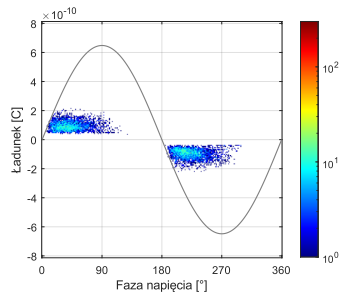
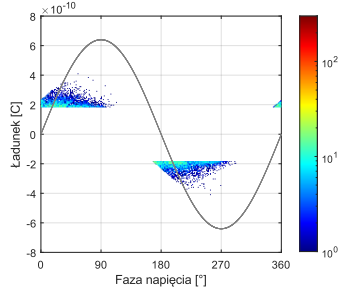
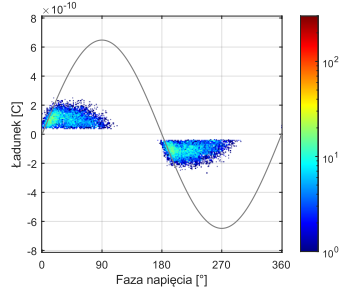
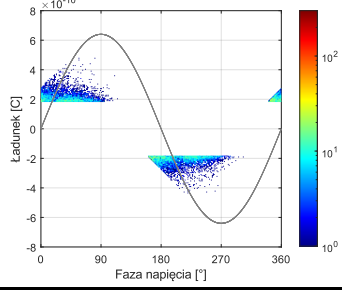
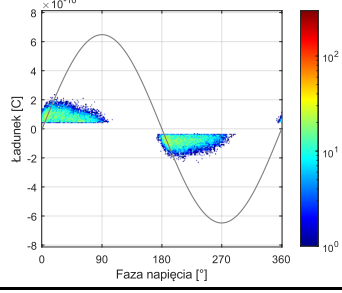
* - niska wiarygodność danych pomiarowych ze względu na wysoki poziom szumów własnych wzmacniacza WN, powyżej oczekiwanego ładunku wyładowań. Oznaczenie zastosowano również w kolejnych tabelach i rysunkach.

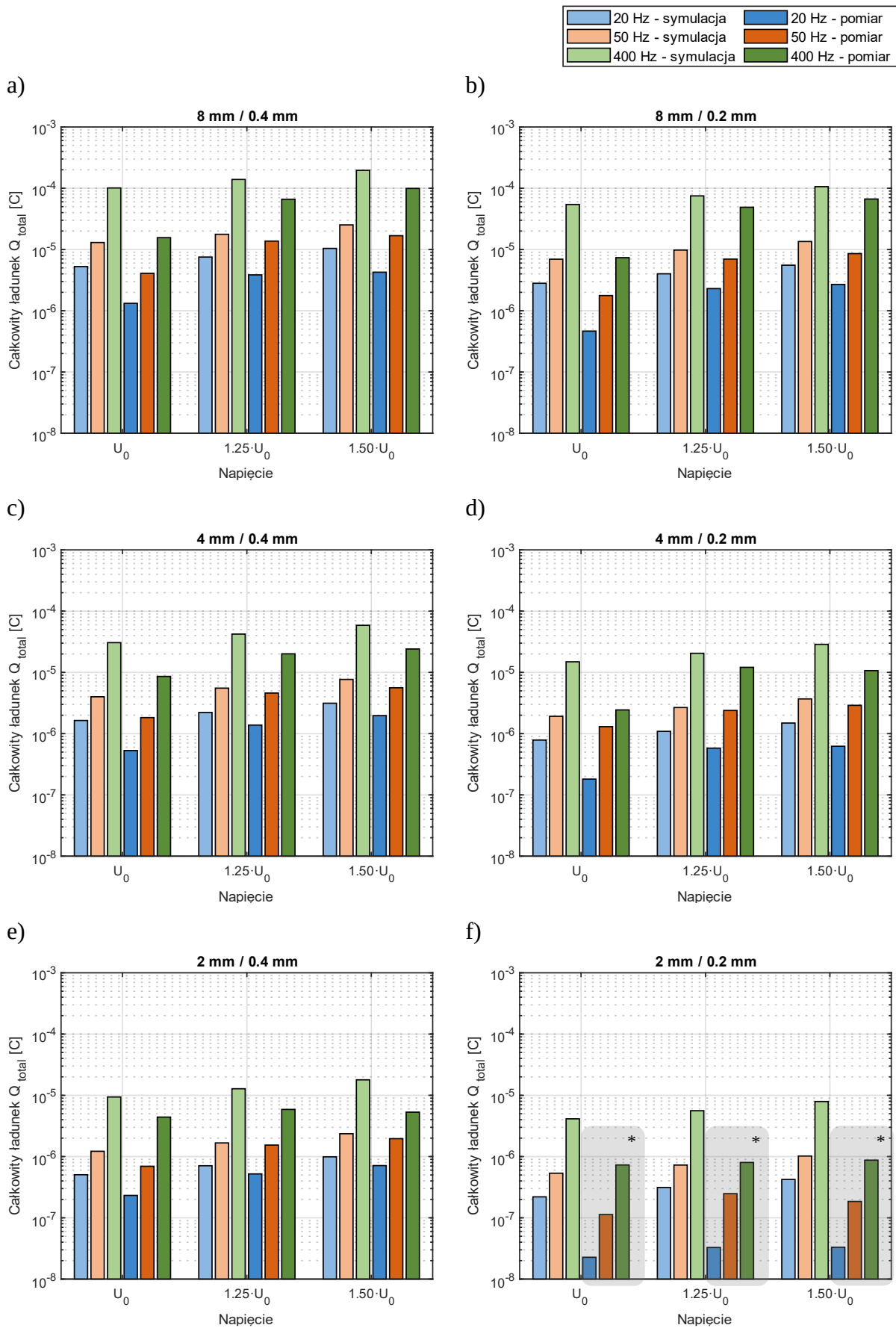
Tabela 6.7 Zestawienie wyników symulacyjnych oraz pomiarowych napięcia początkowego wyładowań U_0 (wartość maksymalna) dla badanych obiektów modelowych, przy częstotliwościach napięcia probierczego 20 Hz, 50 Hz oraz 400 Hz

Wymiary wtrąciny	20 Hz		50 Hz		400 Hz	
	U_0 [kV] Symulacja	U_0 [kV] Pomiar	U_0 [kV] Symulacja	U_0 [kV] Pomiar	U_0 [kV] Symulacja	U_0 [kV] Pomiar
8 mm / 0.4 mm	5.500	5.481	5.550	5.597	5.700	5.766
4 mm / 0.4 mm	5.750	5.751	5.850	5.887	6.000	6.064
2 mm / 0.4 mm	6.250	6.022	6.350	6.215	6.500	6.584
8 mm / 0.2 mm	6.000	5.983	6.100	6.080	6.250	6.250
4 mm / 0.2 mm	6.100	6.311	6.250	6.450	6.450	6.473
2 mm / 0.2 mm	6.450	7.045*	6.550	6.659*	6.750	6.789*

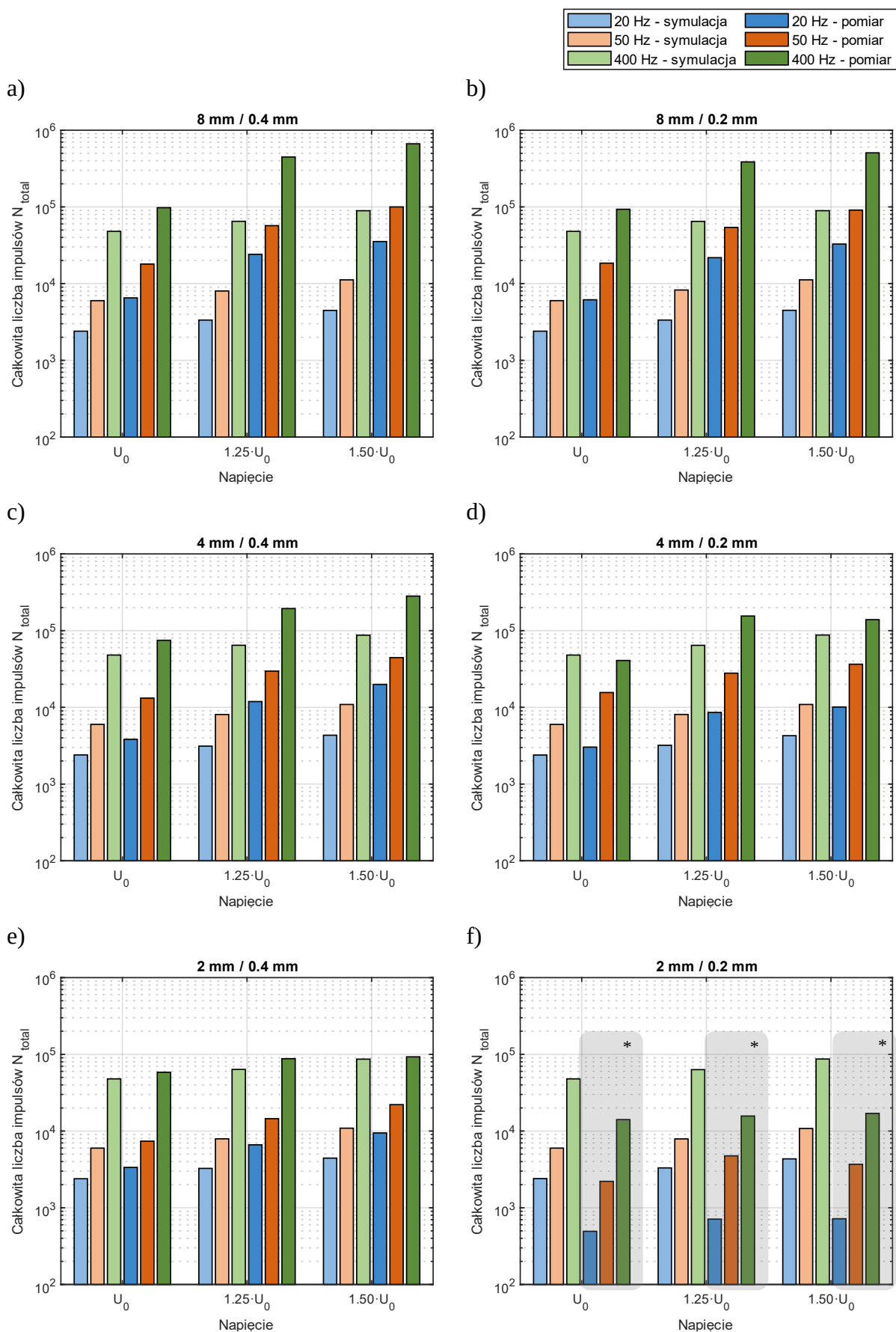
Jako przykład, dla zobrazowania i porównania obrazów fazowo-rozdzielczych w_{nz} , wybrano inkluzję gazową o wymiarach 2 mm / 0.4 mm. W tabeli 6.8 zilustrowano zależność wybranych obserwowanych parametrów w_{nz} oraz obrazów φ - q - n od krotności napięcia początkowego wyładowań U_0 , przy częstotliwości $f = 50$ Hz. Jako podstawowy parametr porównawczy wybrano całkowity ładunek pozorny wyładowań Q_{total} za pełny okres rejestracji (60 s), bowiem w pewnym stopniu odzwierciedla on sumaryczne oddziaływanie energetyczne wyładowań w poszczególnych próbkach. Porównanie ładunku Q_{total} dla pozostałych próbek modelowych zostało zebrane i przedstawione na rysunkach 6.22 i 6.25. Zgodność wyników symulacyjnych i pomiarowych dla tego parametru jest zadowalająca. W każdym przypadku wartość otrzymana symulacyjnie jest wyższa niż uzyskana pomiarowo. Jest to wynik oczekiwany, bowiem podczas pomiarów część impulsów w_{nz} nie jest rejestrowana przez układ pomiarowy, co zaniża ostateczny wynik. Niedoszacowanie pomiarowe ma różne przyczyny, a są nimi np.: odcięcie części impulsów o ładunku niższym niż poziom LLD ; dokładność skalowania toru pomiarowego; stosowanie w systemie pomiarowym „czasu martwego”. Przykładowo, dla próbki 2 mm / 0.4 mm zasilonej napięciem o wartości $1.25 \cdot U_0$ i częstotliwości 50 Hz, stosunek całkowitego ładunku pozornego obliczonego w symulacji numerycznej do wartości uzyskanej w pomiarach wyniósł 1.08. W większości analizowanych przypadków, stosunek wartości symulacyjnej do pomiarowej nie przekracza 2.5. Wyjątek stanowi próbka o najmniejszej inkluzji gazowej 2 mm / 0.2 mm (Rys. 6.22f), dla której znaczna część ładunku podczas pomiarów znalazła się poniżej progu rejestracji systemu pomiarowego (Rys. 0.16, Rys. 0.17 i Rys. 0.18), co przełożyło się na duże rozbieżności uzyskanych rezultatów (maksymalny stosunek Q_{total} symulacja/pomiar wyniósł 12.78 dla $1.5 \cdot U_0$ i częstotliwości 20 Hz). W przywołanym przykładzie (Tabela 6.8) wraz ze wzrostem napięcia probierczego całkowity ładunek Q_{total} rośnie, zarówno modelowany numerycznie, jak i obserwowany pomiarowo. Po podwyższeniu napięcia do $1.25 \cdot U_0$, całkowity ładunek Q_{total} otrzymany symulacyjnie wzrasta z $1.22 \cdot 10^{-06}$ do $1.67 \cdot 10^{-06}$ C, to jest 1.36 razy. Analogicznie, dla przypadku pomiarowego obserwowany jest wzrost z $6.94 \cdot 10^{-07}$ do $1.54 \cdot 10^{-06}$ C, czyli 2.22 razy. Przy napięciu $1.5 \cdot U_0$ całkowity ładunek (symulowany/zmierzony) jest już 1.93/2.83 razy większy niż przy napięciu U_0 . Pokazano (Rys. 6.22), że tendencja ta dotyczy wszystkich badanych próbek modelowych.

Tabela 6.8 Porównanie wyników symulacyjnych i pomiarowych wybranych parametrów *wnz* oraz obrazów fazowych dla modelowej wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.4 mm, dla różnych poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$ i $1.50 \cdot U_0$) o częstotliwości 50 Hz

2 mm / 0.4 mm, $f = 50$ Hz			
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	6.350	6.215	1.02
N	5988	7375	0.81
$N/\text{półokres}$	0.998	1.229	0.81
Q_{avg} [C]	$2.05 \cdot 10^{-10}$	$9.41 \cdot 10^{-11}$	2.17
Q_{max} [C]	$3.55 \cdot 10^{-10}$	$2.17 \cdot 10^{-10}$	1.64
Q_{total} [C]	$1.22 \cdot 10^{-06}$	$6.94 \cdot 10^{-07}$	1.76
$\varphi_{\text{inc}} (+/-) [^\circ]$	0/180	6/186	
$\Delta\varphi (+/-) [^\circ]$	108/104	113/106	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	7.938	7.768	1.02
N	7921	14455	0.55
$N/\text{półokres}$	1.320	2.409	0.55
Q_{avg} [C]	$2.11 \cdot 10^{-10}$	$1.06 \cdot 10^{-10}$	1.98
Q_{max} [C]	$4.09 \cdot 10^{-10}$	$2.61 \cdot 10^{-10}$	1.57
Q_{total} [C]	$1.67 \cdot 10^{-06}$	$1.54 \cdot 10^{-06}$	1.08
$\varphi_{\text{inc}} (+/-) [^\circ]$	-11/168	-3/176	
$\Delta\varphi (+/-) [^\circ]$	121/123	114/115	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	9.525	9.322	1.02
N	10895	22129	0.49
$N/\text{półokres}$	1.816	3.688	0.49
Q_{avg} [C]	$2.16 \cdot 10^{-10}$	$8.86 \cdot 10^{-11}$	2.44
Q_{max} [C]	$4.81 \cdot 10^{-10}$	$2.29 \cdot 10^{-10}$	2.10
Q_{total} [C]	$2.36 \cdot 10^{-06}$	$1.96 \cdot 10^{-06}$	1.20
$\varphi_{\text{inc}} (+/-) [^\circ]$	-18/162	-10/171	
$\Delta\varphi (+/-) [^\circ]$	128/135	110/113	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
$1.25 \cdot U_0 / U_0$	N	1.323	1.960
	Q_{avg}	1.029	1.131
	Q_{max}	1.153	1.203
	Q_{total}	1.362	2.217
$1.50 \cdot U_0 / U_0$	N	1.819	3.001
	Q_{avg}	1.058	0.942
	Q_{max}	1.355	1.055
	Q_{total}	1.925	2.827



Rys. 6.22 Całkowity ładunek Q_{total} , dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz częstotliwości (20 Hz, 50 Hz, 400 Hz) dla wtrącin o wymiarach (d_t / d_z): a) 8 mm / 0.4 mm; b) 8 mm / 0.2 mm; c) 4 mm / 0.4 mm; d) 4 mm / 0.2 mm; e) 2 mm / 0.4 mm; f) 2 mm / 0.2 mm



Rys. 6.23 Całkowita liczba impulsów N_{total} , dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz częstotliwości (20 Hz, 50 Hz, 400 Hz) dla wtrącin o wymiarach (d_r / d_z): a) 8 mm / 0.4 mm; b) 8 mm / 0.2 mm; c) 4 mm / 0.4 mm; d) 4 mm / 0.2 mm; e) 2 mm / 0.4 mm; f) 2 mm / 0.2 mm

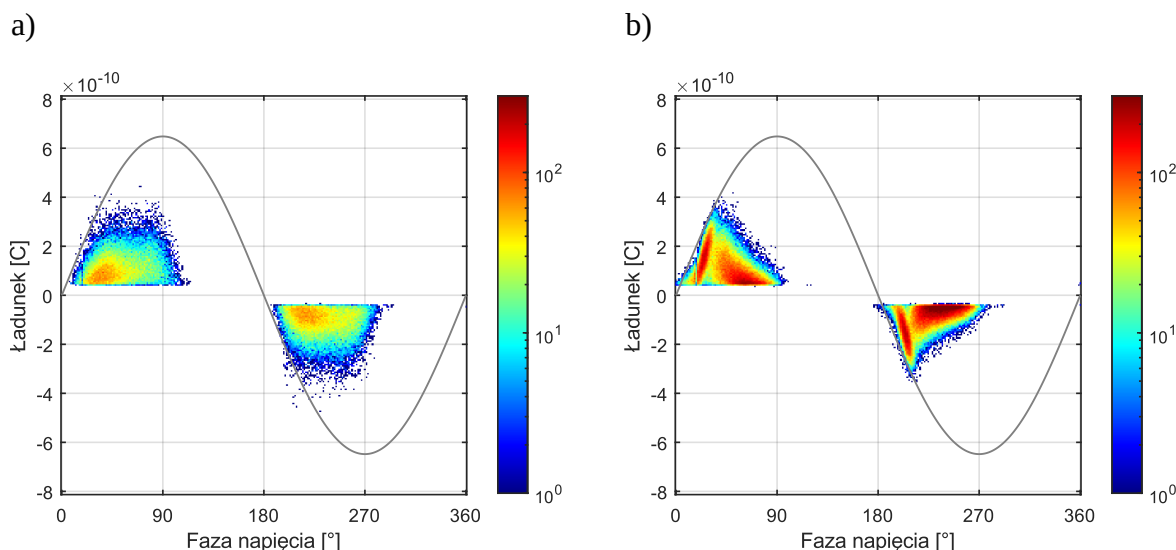
Wzrost całkowitego ładunku Q_{total} podczas podnoszenia napięcia, koreluje bezpośrednio ze wzrostem całkowitej liczby impulsów wyładowań N , zliczanej za cały czas pomiaru, 60 s (Rys. 6.23). Dla wtrąciny 2 mm/ 0.4 mm całkowita liczba impulsów przy napięciu U_0 wynosi 5988 / 7375, odpowiednio dla wyników symulacyjnych i pomiarowych. Wzrost napięcia do $1.25 \cdot U_0$ i $1.5 \cdot U_0$ powoduje wzrost całkowitej liczby impulsów (symulowanych/zmierzonych) odpowiednio do 7921/14455 i 10895/22129, to jest 1.32/1.96 i 1.82/3.00 razy, przy jednoczesnej niewielkiej zmianie ładunku średniego Q_{avg} i maksymalnego Q_{max} .

Wzrost napięcia powoduje zwiększenie natężenia pola elektrycznego we wtrącinie gazowej, co prowadzi do zainicjowania ponownych wyładowań niezupełnych w tym samym półokresie napięcia probierczego. Obserwowany wzrost liczby impulsów w_{nz} w jednym półokresie napięcia przekłada się równocześnie na wyraźny wzrost całkowitej liczby impulsów w całym analizowanym czasie. W efekcie prowadzi to do zwiększenia wartości całkowitego ładunku pozornego wyładowań Q_{total} .

Przy zwiększaniu wartości napięcia probierczego obserwowane jest wyraźne przesunięcie (przyspieszenie) fazy początkowej wyładowań ϕ_{inc} . Z przeprowadzonych symulacji wynika (Tabela 6.8), że dla napięcia U_0 , wyładowania w dodatnim i ujemnym półokresie zaczynają się przy przejściu napięcia probierczego przez zero, w 0° dla dodatniego półokresu i 180° dla ujemnego półokresu. Podwyższanie napięcia przesunęło fazę początkową w_{nz} w lewo, przy $1.25 \cdot U_0$ do $-11^\circ(+)$ / $168^\circ(-)$, a dla $1.5 \cdot U_0$ do $-18^\circ(+)$ / $162^\circ(-)$. Przesunięcie takie jest również obserwowane dla wyników pomiarowych, jednak w tym przypadku faza początkowa wyładowań dla napięcia U_0 zaczyna się później niż w przypadku symulacji, $6^\circ(+)$ / $186^\circ(-)$. Napięcie wyższe niż U_0 działa na mechanizm przesuwania fazy początkowej dwojako. Po pierwsze, sinusoida o wyższej amplitudzie szybciej osiąga wartość natężenia zapłonu w_{nz} , co przekłada się na wcześniejsze wystąpienie pierwszego wyładowania w półokresie. Po drugie wyższe napięcie wiąże się z wyższą intensywnością wyładowań, co przekłada się na większy ładunek zgromadzony w poprzednim cyklu impulsów. Większy zakumulowany ładunek prowadzi z kolei do wcześniejszej zmiany polarności wypadkowego natężenia pola we wtrącinie (Rys. 6.19a), przyspieszając tym samym dodatkowo fazę wystąpienia pierwszych impulsów.

W wynikach symulacyjnych widoczne jest również zwiększenie zakresu fazowego wyładowań; dla diskutowanego przypadku z minimalnie $\Delta\phi = 104^\circ$ do maksymalnie $\Delta\phi = 135^\circ$. Zwiększeniu ulega również ładunek maksymalny, z $Q_{\text{max}} = 3.55 \cdot 10^{-10}$ (U_0) do $Q_{\text{max}} = 4.81 \cdot 10^{-10}$ ($1.5 \cdot U_0$) oraz, w mniejszym stopniu, ładunek średni, z $Q_{\text{avg}} = 2.05 \cdot 10^{-10}$ (U_0) do $Q_{\text{avg}} = 2.16 \cdot 10^{-10}$ ($1.5 \cdot U_0$). Przytoczone zależności nie zachowują tak jednoznacznej tendencji w wynikach pomiarowych. W zależności od przypadku, podane parametry, obserwowane pomiarowo, wraz ze wzrostem napięcia: mogą rosnąć (np. Q_{max} i Q_{avg} w modelu 8 mm / 0.2 mm, 400 Hz, Tabela 0.4 i Rys. 0.12), zmieniać się w niewielkim zakresie (np. $\Delta\phi$ w modelu 8 mm / 0.2 mm, 400 Hz, Tabela 0.4 i Rys. 0.12), a nawet zmniejszać swoją wartość (np. Q_{max} i Q_{avg} w modelu 4 mm / 0.4 mm, 400 Hz, Tabela 0.2 i Rys. 0.6). Jedną z głównych przyczyn obniżania się aktywności wyładowań, przy dużej ich intensywności (co jest szczególnie widoczne dla 400 Hz), jest wzrost temperatury gazu, zamkniętego wewnątrz inkluzji. Powoduje to wzrost ciśnienia gazu i w kon-

sekwencji wzrostu natężenia zapłonu w_{nz} . Opisany mechanizm prowadzi do czasowego lub trwałego zaniku impulsów wyładowań. Jeśli wyładowania w takiej sytuacji jednak wystąpią, wówczas ich ładunek pozorny jest zazwyczaj większy (zgodnie z zależnością 4.7). Przyczyną obniżenia średniej i maksymalnej wartości ładunku wyładowań wydaje się być wpływ intensywności i częstotliwości w_{nz} na warunki jonizacji gazu. Duża liczba impulsów prowadzi do podwyższenia wskaźników jonizacji, co powoduje skrócenie statystycznego czasu opóźnienia zapłonu. Krótszy czas opóźnienia skutkuje wyładowaniami występującymi przy natężeniu zapłonu lub tylko nieznacznie wyższym. Takie wyładowania są widoczne w obrazach φ - q - n są jako skupione grupy, o niewielkim rozrzucie wartości ładunków (Rys. 6.24a), jednak nie aż tak, jak dla wyładowań ulotowych. Często w takich przypadkach widoczna jest również na obrazie charakterystyczna struktura zwana „uszami królika” (ang. *rabbit-ear*) (Rys. 6.24b), bowiem czas między półokresami jest wystarczający do rozproszenia zjonizowanego ładunku i wydłużenia statystycznego czasu opóźnienia zapłonu dla pierwszego impulsu, tuż po zmianie polarności napięcia.



Rys. 6.24 Różne typy obrazów fazowo-rozdzielczych: a) obraz typu „żółw” (ang. *turtle*), przy napięciu 6.064 kV; b) obraz typu „królik” (ang. *rabbit-ear*), przy napięciu 7.580 kV. Obrazy zarejestrowane pomiarowo dla modelowej próbki 4 mm / 0.4 mm, częstotliwość 400 Hz

W tabeli 6.10 zestawiono wyniki symulacji i pomiarów w_{nz} dla wybranego modelu inkluzji gazowej o wymiarach 2 mm / 0.4 mm, przy napięciu U_0 i dla różnych częstotliwości, wynoszących 20 Hz, 50 Hz i 400 Hz. Całkowita liczba impulsów wyładowań, zarejestrowanych w czasie 60 s, dobrze koreluje z częstotliwością napięcia zasilającego. Jest to związane w głównej mierze ze zmianą liczby okresów w pełnym czasie akwizycji w_{nz} , w zależności od częstotliwości napięcia, dla 20 Hz jest to 1200 okresów, dla 50 Hz 3000 okresów, a dla 400 Hz aż 24000 okresów. Dla wyników symulacyjnych, gdzie dla napięcia U_0 występują średnio około 2 wyładowania na okres napięcia (po jednym dla każdej połowy sinusoidy), przekłada się to na całkowitą liczbę impulsów: dla 20 Hz – 2394 impulsy, dla 50 Hz – 5988 impulsów oraz dla 400 Hz – 47945 impulsów. Za wzrostem liczby impulsów podąża również ładunek całkowity Q_{total} , dla 50 Hz wynosi on $1.22 \cdot 10^{-6}$ C, przy częstotliwości 20 Hz obniża się 0.4 razy do wartości $5.05 \cdot 10^{-7}$ C, a dla 400 Hz wzrasta około 8-krotnie do $9.39 \cdot 10^{-6}$ C. Wyniki symulacyjne potwierdzają ten trend.

Dla każdej z analizowanych częstotliwości całkowita liczba impulsów N obserwowana pomiarowo jest nieco wyższa niż w danych symulacyjnych, a z kolei całkowity ładunek jest nieco niższy. Przykładowo, dla częstotliwości $f = 50$ Hz liczba impulsów wyznaczona symulacyjnie stanowi 81% wartości zarejestrowanej pomiarowo, natomiast symulowany całkowity ładunek sięga 176 % wartości pomiarowej.

Na rysunku 6.25 przedstawiono porównanie wartości ładunku całkowitego Q_{total} , w zależności od wymiarów wtrąciny modelowej (jej grubości i średnicy), przy różnych wartościach (U_0 i $1.5 \cdot U_0$) i częstotliwościach (20 Hz, 50 Hz i 400 Hz) napięcia. Zgodnie z oczekiwaniami średnica inkluzji d_r ma wpływ na sumaryczny ładunek wyładowań. Dwukrotne zwiększenie średnicy, powoduje 4-krotne zwiększenie pola powierzchni wtrąciny. Z tego względu 4-krotnie zwiększa się też wartość pojemności defektu C_c oraz pojemności dielektryka C_b . Oznacza to, że zgodnie ze wzorami szacunkowymi (4.4 i 4.5) 4-krotnie większa będzie wartość ładunków rzeczywistego i pozornego, przy stałej wartości różnicy napięcia zapłonu i gaśnięcia w_{nz} . Z kolei, 2-krotne zmniejszenie grubości wtrąciny d_z powoduje proporcjonalny, 2-krotny wzrost pojemności C_c (np. dla próbki 8 mm/0.4 mm – $C_c = 1.11$ pF, a dla próbki 8 mm/0.2 mm – $C_c = 2.22$ pF). Zwiększa się również nieliniowo wartość natężenia zapłonu wyładowań, z 5.95 kV/mm dla $d_z = 0.4$ mm, do 7.37 kV/mm dla $d_z = 0.2$ mm (zgodnie ze wzorem 3.1). Nie obserwuje się jednak w tym przypadku wzrostu całkowitych ładunków pozornych, zarówno w symulacjach, jak i w danych pomiarowych. Wręcz przeciwnie, seria próbek modelowych o grubościach 0.2 mm charakteryzuje się obniżeniem wartości ładunku Q_{total} (Rys. 6.25), w stosunku do analogicznych próbek o grubości 0.4 mm. Przede wszystkim, przy mniejszej grubości wtrąciny, następuje wzrost wymaganego natężenia zapłonu, ale wyznaczając napięcie, przy którym natężenie pola we wtrącinie osiągnie wartość E_{inc} (zgodnie z zależnością $U = E/d$), pomimo wzrostu natężenia zapłonu, mniejsza grubość inkluzji skutkuje ostatecznie obniżeniem wartości wymaganego napięcia zapłonu. Przykładowo, przekłada się to na obniżenie wartości napięcia ΔU_c z 2.38 kV (dla geometrii 8 mm/0.4 mm) do 1.47 kV (dla geometrii 8 mm/0.2 mm). Wzrost pojemności C_c jest większy niż zmniejszenie różnicy napięć ΔU_c , co w konsekwencji powoduje niewielki wzrost, szacowanego na podstawie zależności (4.4) ładunku rzeczywistego wyładowań q_{phy} , z 2.64 nC dla grubości 0.4 mm do 3.28 nC w przypadku defektu o grubości 0.2 mm. Inaczej wygląda wówczas zmiana wartości ładunku pozornego q_{phy} . Dla tego parametru, obie składowe wyrażenia (3.5) obniżają swoje wartości. Pojemność dielektryka C_b również zmniejsza swoją wartość dla cieńszej inkluzji (z powodu zwiększenia grubości warstw folii *PE*), z 0.84 pF do 0.72 pF. Prowadzi to do prawie 2-krotnego spadku wartości ładunku pozornego, z $q_{\text{app}} = 1.99$ nC dla inkluzji 8 mm/0.4 mm, do 1.06 nC dla inkluzji 8 mm/0.2 mm. Oszacowane parametry zostały zestawione w tabeli 6.9.

Z przeprowadzonych analiz wynika, że pomimo większego rzeczywistego ładunku wyładowania q_{phy} wewnątrz inkluzji gazowej o mniejszej grubości, obserwowany na zewnątrz ładunek pozorny q_{app} ma mniejszą wartość. Z tego względu, zmienia się w znacznie ich wzajemny stosunek $q_{\text{app}}/q_{\text{phy}}$, z 0.75 na 0.32. W artykule [216] przedstawiono wyniki, w których w zależności od wzajemnej relacji średnicy i grubości inkluzji, stosunek ładunku pozornego do rzeczywistego zmienia się w szerokim zakresie, od około 0.8 do 0.18.

Tabela 6.9 Wybrane parametry wyładowań szacowane na podstawie analitycznego modelu *a-b-c* oraz modelu polowego, dla wtrącin o jednakowej średnicy 8 mm i różnych grubościach 0.4 i 0.2 mm

Parametr	8 mm / 0.4 mm	8 mm / 0.2 mm
C_a [pF]	391	391
C_b [pF]	0.84	0.72
C_c [pF]	1.11	2.22
E_{inc} [kV/mm]	5.95	7.37
U_{inc} [kV]	2.38	1.47
q_{phy} [nC]	2.64 (2.94)*	3.28 (1.57)
q_{app} [nC]	1.99 (2.15)	1.06 (1.10)
q_{app}/q_{phy} [-]	0.75 (0.73)	0.32 (0.70)

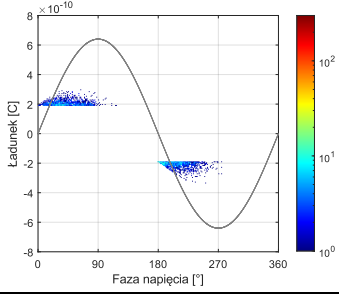
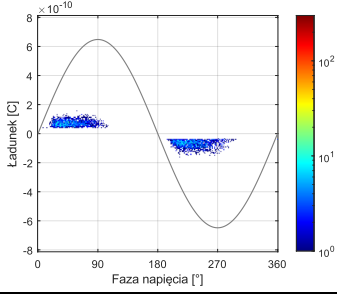
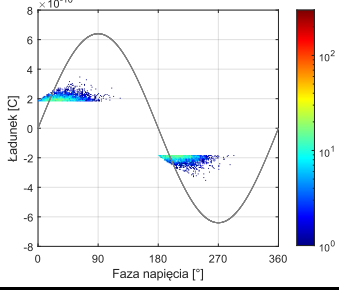
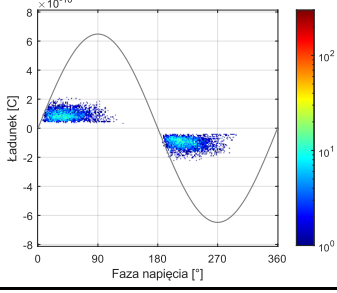
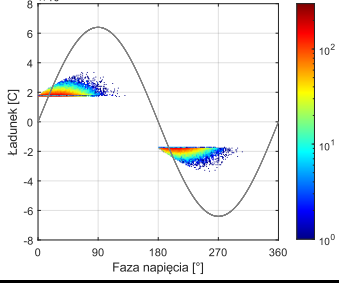
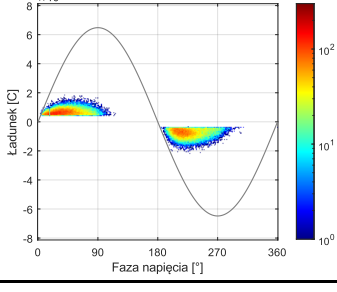
Kolor czerwony wskazuje wyższe, a niebieski niższe wartości w każdej parze parametrów. Kolor zielony wskazuje wartości równe.

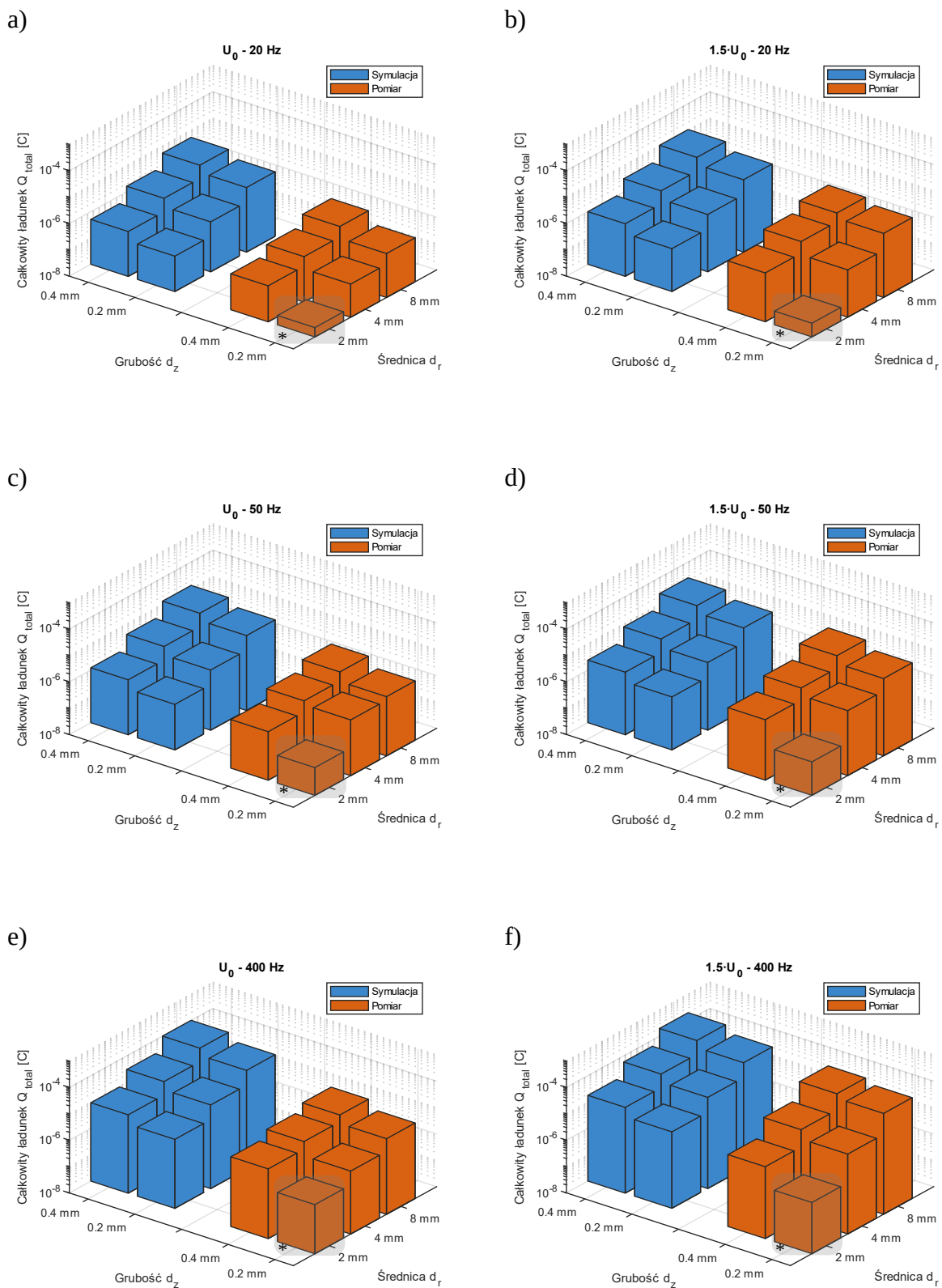
* Wartości w nawiasach () zostały wyznaczone za pomocą polowego modelu COMSOL.

Lemke i in. w [161], na podstawie modelu obwodowego, szacowali wpływ wymiarów geometrycznych inkluzji na wartość ładunku rzeczywistego wyładowań. Otrzymane przez nich wyniki są jakościowo zbieżne z wynikami uzyskanymi w przedstawionych symulacjach polowych, bowiem zwiększenie grubości wtrąciny skutkowało obniżeniem ładunku rzeczywistego wyładowania. Autorzy [161] wskazują jednak w swych analizach, że jest to sprzeczne z oczekiwanym mechanizmem fizycznym, w którym zwiększenie grubości defektu prowadzi do wydłużenia kanału wyładowczego i powinno, według nich, skutkować wzrostem ładunków rzeczywistych. Wydaje się, że przyczyną otrzymanych rozbieżności może być często przyjmowane założenie (przyjęte również w [161]), dotyczące wzajemnych relacji pomiędzy typowymi wartościami pojemności w modelu obwodowym, tj. $C_a \gg C_c \gg C_b$, które w analizowanym przypadku nie są w pełni spełnione. Przykładowo, dla wtrąciny modelowej o wymiarach 8 mm / 0.4 mm, pojemność C_c wynosi ok. 1.11 pF i jest ona tylko nieznacznie większa od pojemności C_b wynoszącej ok. 0.84 pF.

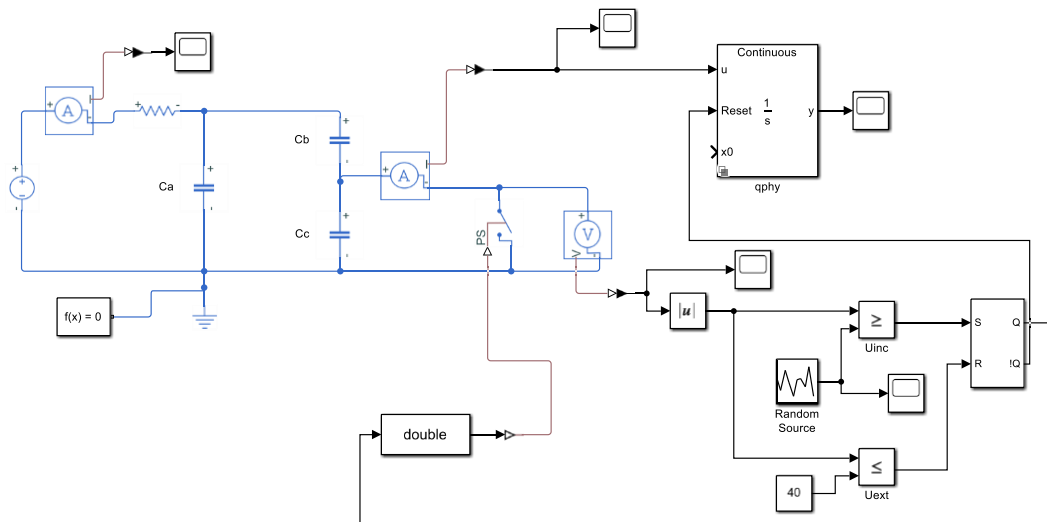
Dla dokonania weryfikacji wartości ładunków rzeczywistego i pozornego dla analizowanego przypadku określono je za pomocą modelu polowego przygotowanego w programie COMSOL. W tym modelu, zgodnie z oczekiwaniami zmniejszenie grubości wtrąciny, spowodowało zmniejszenie ładunków rzeczywistych wyładowania, z 2.94 nC do 1.57 nC. Oba modele (analityczny model *a-b-c* oraz model polowy) wykazały występowanie takiego samego trendu zmian wartości ładunków i zbliżone wartości ładunku pozornego, który w przeciwieństwie do ładunku rzeczywistego, może być obserwowany pomiarowo, co daje możliwość weryfikacji eksperymentalnej zmian jego wartości. Dla porównania, przygotowano również prosty numeryczny model obwodowy *a-b-c* w środowisku programu Matlab/Simulink (Rys. 6.26). Jego elementy składowe zdefiniowano w oparciu o parametry wyznaczone dla dwóch inkluzji gazowych o jednakowych grubościach, ale różnych średnicach: 2 mm / 0.4 mm i 8 mm / 0.4 mm. Wyniki otrzymane dla numerycznego modelu obwodowego, potwierdziły rezultaty otrzymane za pomocą modelu polowego, w szczególności w zakresie liczby impulsów na ½ okresu napięcia oraz średniego ładunku pozornego wyładowań (Tabela 6.11).

Tabela 6.10 Porównanie wyników symulacyjnych i pomiarowych wybranych parametrów wnz oraz obrazów fazowych dla modelowej wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.4 mm, dla napięcia U_0 o różnych częstotliwościach 20, 50 i 400 Hz

2 mm / 0.4 mm, U_0			
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV] ($f = 20$ Hz)	6.250	6.022	1.04
N	2394	3356	0.71
$N/\text{półokres}$	0.998	1.398	0.71
Q_{avg} [C]	$2.11 \cdot 10^{-10}$	$6.92 \cdot 10^{-11}$	3.05
Q_{max} [C]	$3.36 \cdot 10^{-10}$	$1.59 \cdot 10^{-10}$	2.11
Q_{total} [C]	$5.05 \cdot 10^{-07}$	$2.32 \cdot 10^{-07}$	2.17
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	17/198	
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	102/91	89/93	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
U_0 (max) [kV] ($f = 50$ Hz)	6.350	6.215	1.02
N	5988	7375	0.81
$N/\text{półokres}$	0.998	1.229	0.81
Q_{avg} [C]	$2.05 \cdot 10^{-10}$	$9.41 \cdot 10^{-11}$	2.17
Q_{max} [C]	$3.55 \cdot 10^{-10}$	$2.17 \cdot 10^{-10}$	1.64
Q_{total} [C]	$1.22 \cdot 10^{-06}$	$6.94 \cdot 10^{-07}$	1.76
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	6/186	
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	108/104	113/106	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
U_0 (max) [kV] ($f = 400$ Hz)	6.500	6.584	0.99
N	47945	58368	0.82
$N/\text{półokres}$	0.999	1.216	0.82
Q_{avg} [C]	$1.96 \cdot 10^{-10}$	$7.55 \cdot 10^{-11}$	2.59
Q_{max} [C]	$3.36 \cdot 10^{-10}$	$2.17 \cdot 10^{-10}$	1.55
Q_{total} [C]	$9.39 \cdot 10^{-06}$	$4.41 \cdot 10^{-06}$	2.13
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	3/188	
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	112/110	107/106	
Obraz fazowo-rozdzielczy			
20 Hz / 50 Hz	N	0.400	0.455
	Q_{avg}	1.031	0.736
	Q_{max}	0.947	0.733
	Q_{total}	0.412	0.335
400 Hz / 50 Hz	N	8.007	7.914
	Q_{avg}	0.957	0.803
	Q_{max}	0.948	1.000
	Q_{total}	7.666	6.351



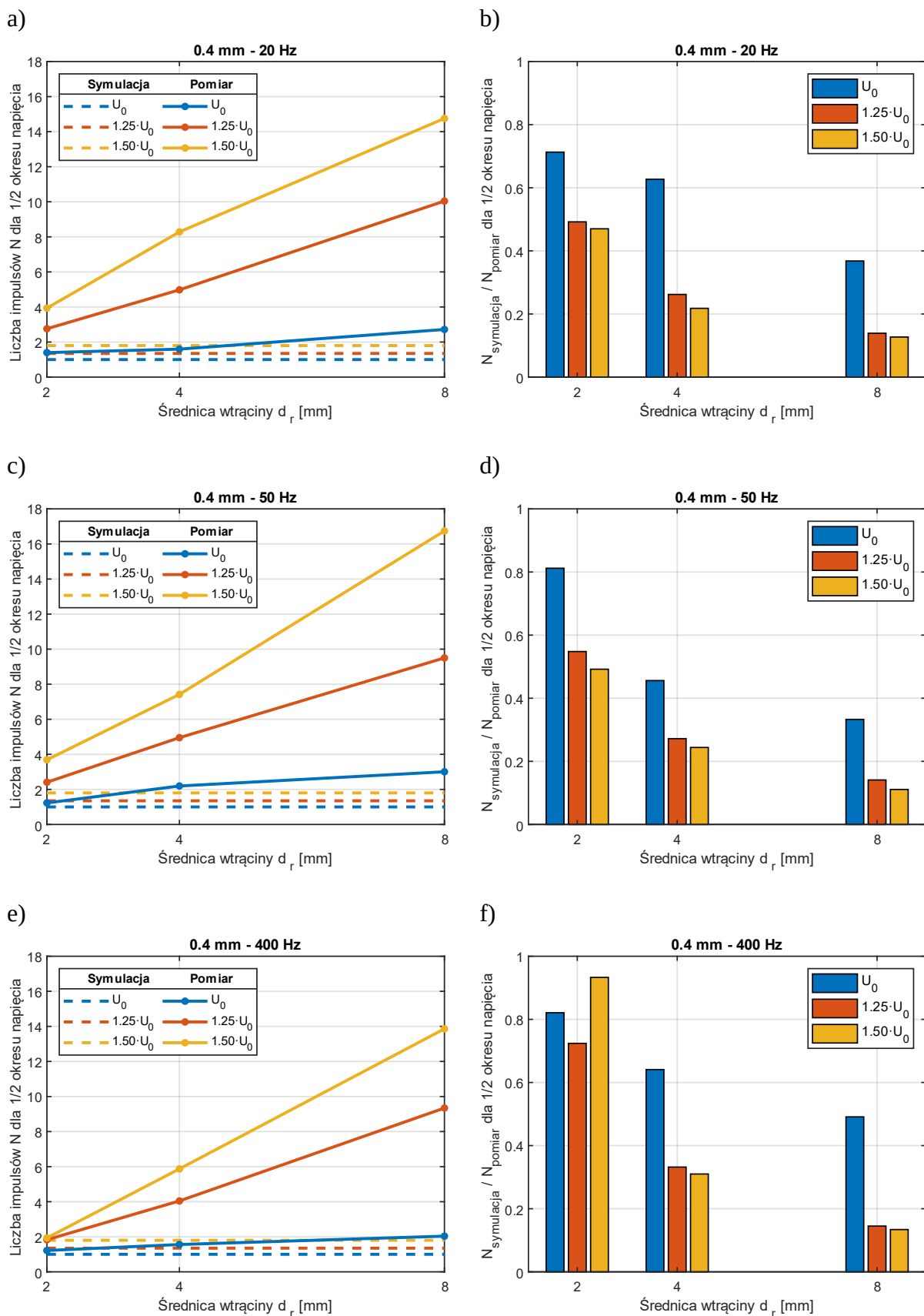
Rys. 6.25 Całkowity ładunek Q_{total} dla inkluzji o różnych wymiarach, przy wartości napięcia i częstotliwości: a) U_0 , $f = 20$ Hz; b) $1.5 \cdot U_0$, $f = 20$ Hz; c) U_0 , $f = 50$ Hz; d) $1.5 \cdot U_0$, $f = 50$ Hz; e) U_0 , $f = 400$ Hz; f) $1.5 \cdot U_0$, $f = 400$ Hz



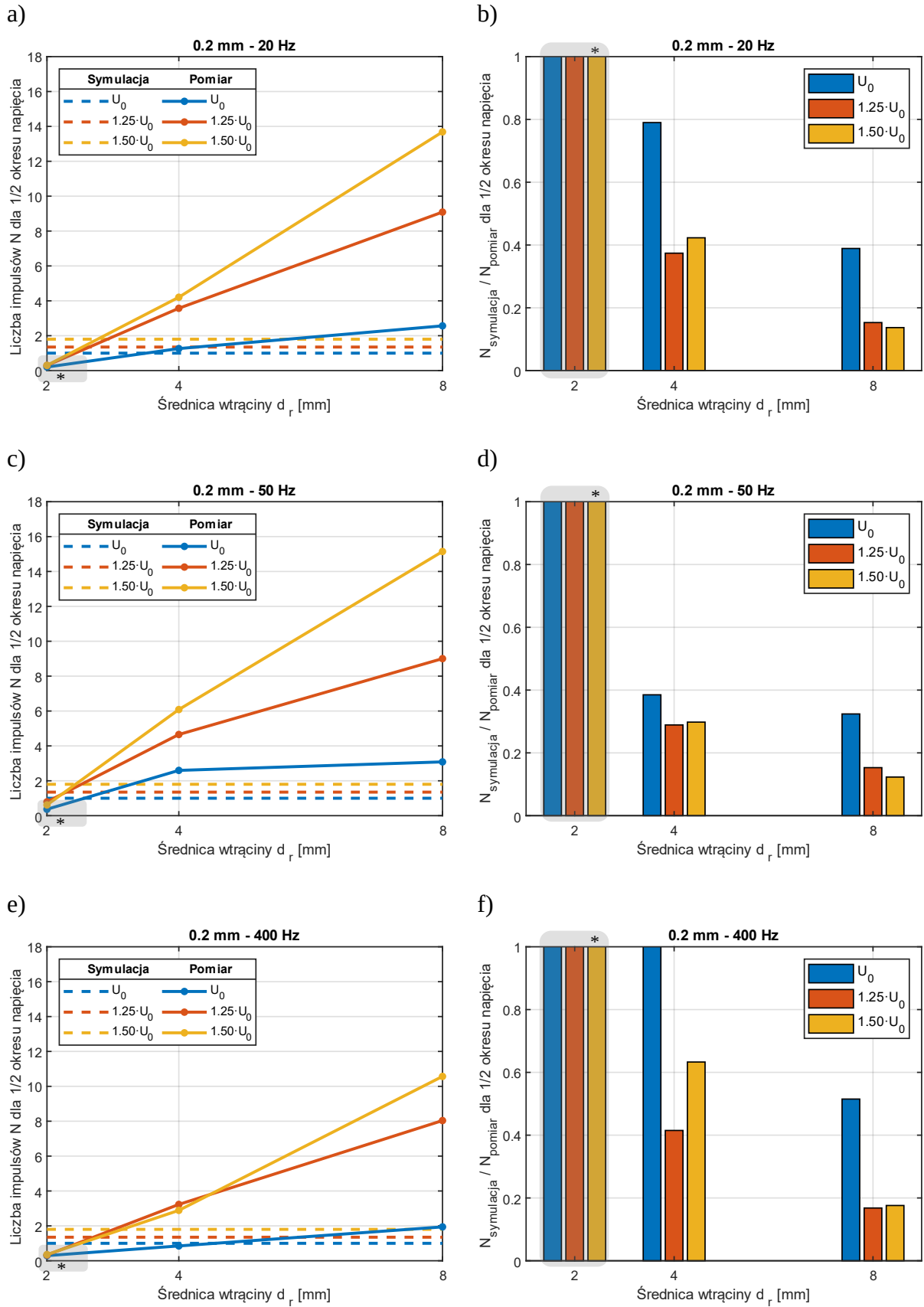
Rys. 6.26 Schemat numerycznego modelu obwodowego *a-b-c* układu izolacyjnego ze źródłem wyładowań niepełnych przygotowanego w programie Matlab/Simulink

W wyniku analizy porównawczej danych symulowanych i wyników pomiarowych, zaobserwowano znaczne rozbieżności dla liczby impulsów, zliczanych na $\frac{1}{2}$ okresu napięcia zasilającego $N/\text{półokres}$ (Rys. 6.27, Rys. 6.28) oraz dla średnich ładunków impulsów wyładowań Q_{avg} (Rys. 6.29, Rys. 6.30). Z przeprowadzonej symulacji numerycznych wynika, że liczba impulsów na $\frac{1}{2}$ okresu napięcia zależy od wartości napięcia, we wszystkich przypadkach dla napięcia U_0 występuje średnio 1 impuls na półokres, dla $1.25 \cdot U_0$ występuje już średnio około 1.35 impulsu na półokres, a dla $1.5 \cdot U_0$ niemal 2 impulsy. W każdym przypadku, dla ustalonej wartości napięcia rozpatrywana liczba impulsów $N/\text{półokres}$ nie zależy od wymiarów geometrycznych wtrąciny (jej grubości i średnicy). Z kolei, średni ładunek wyładowań Q_{avg} zmienia się w symulacjach zarówno pod wpływem wzrostu napięcia (w mniejszym stopniu), jak i na skutek zmiany wymiarów geometrycznych inkluzji gazowej. Zwiększenie średnicy inkluzji d_r powoduje znaczny wzrost średniego ładunku wyładowań. Przykładowo, dla wtrąciny modelowej o grubości 0.4 mm i średnicy 2 mm, przy częstotliwości 50 Hz (Rys. 6.29c), średnie symulowane ładunki Q_{avg} wynoszą około 0.21 nC. Dla wtrąciny o średnicy 4 mm i tej samej grubości, średnie ładunki są już około 3.25 razy większe (od 0.66 nC do 0.71 nC), a dla wtrąciny o największej średnicy, tj. 8 mm, wzrost jest ponad 10-krotny (od 2.2 nC do 2.3 nC).

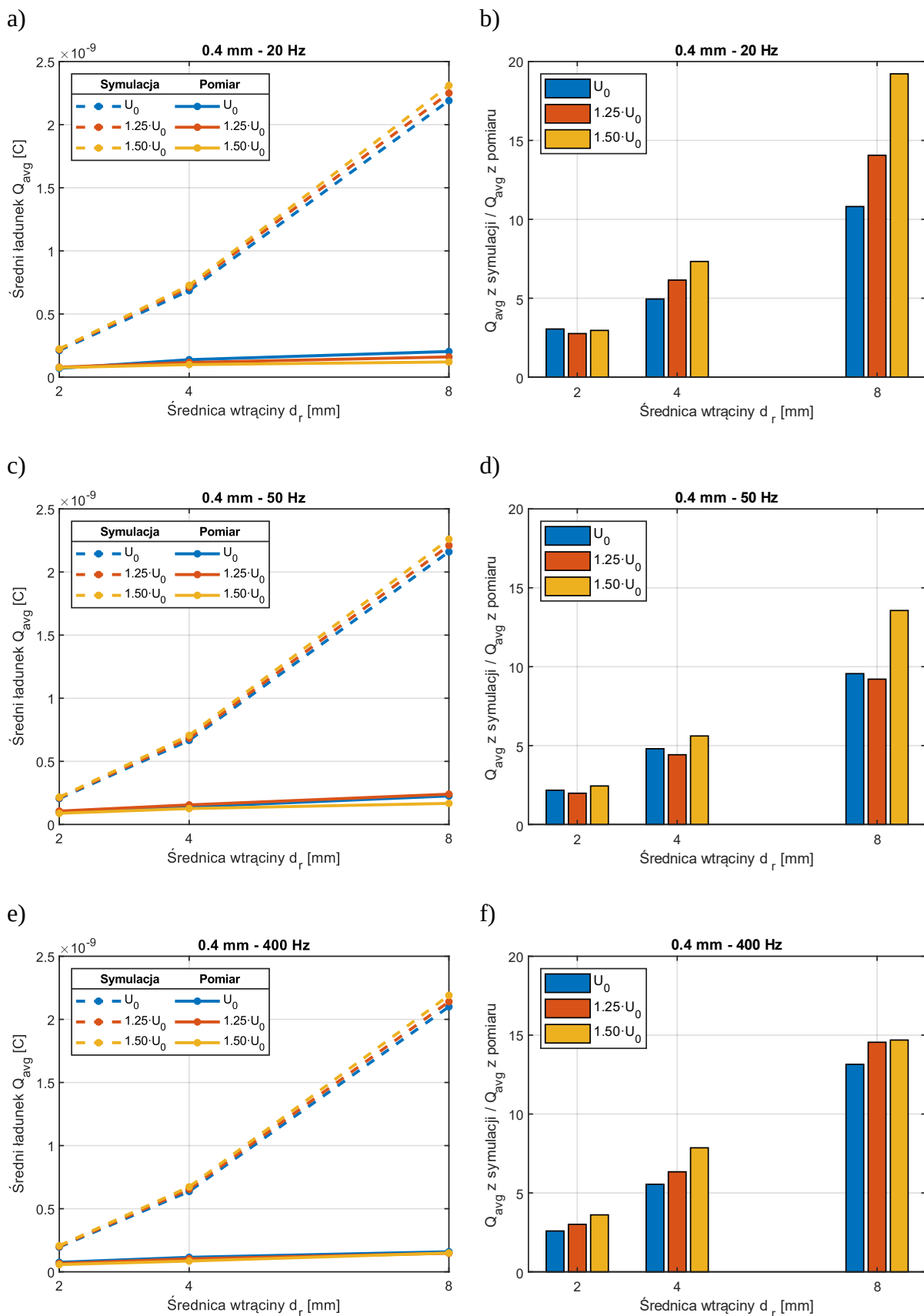
Wyraźnie inne zmiany zostały zaobserwowane w wynikach pomiarów na modelach fizycznych. Wraz ze zwiększaniem się średnicy wtrąciny d_r , średni ładunek wyładowań zmienia się w niewielkim zakresie, natomiast uwidacznia się znaczny wzrost liczby impulsów N . Dodatkowo, liczba impulsów wyznaczona w pomiarach, w dużym stopniu zależy od wartości napięcia probierczego. Przykładowo, dla wtrącin o grubościach 0.4 mm i o różnych średnicach, przy częstotliwości 50 Hz (Rys. 6.29c), wyznaczony pomiarowo ładunek średni dla wszystkich wartości napięć zawiera się w przedziale od 94 pC do 226 pC. W tym przypadku, otrzymana pomiarowo średnia liczba impulsów N na półokres zmienia się od 1.23 (2 mm / 0.4 mm, U_0 , 50 Hz) do 16.7 (8 mm / 0.4 mm, U_0 , 50 Hz). Efekt ten ma ważne konsekwencje interpretacyjne, dotyczące zjawisk determinujących powstawanie *wnz* w inkluzjach o większej powierzchni.



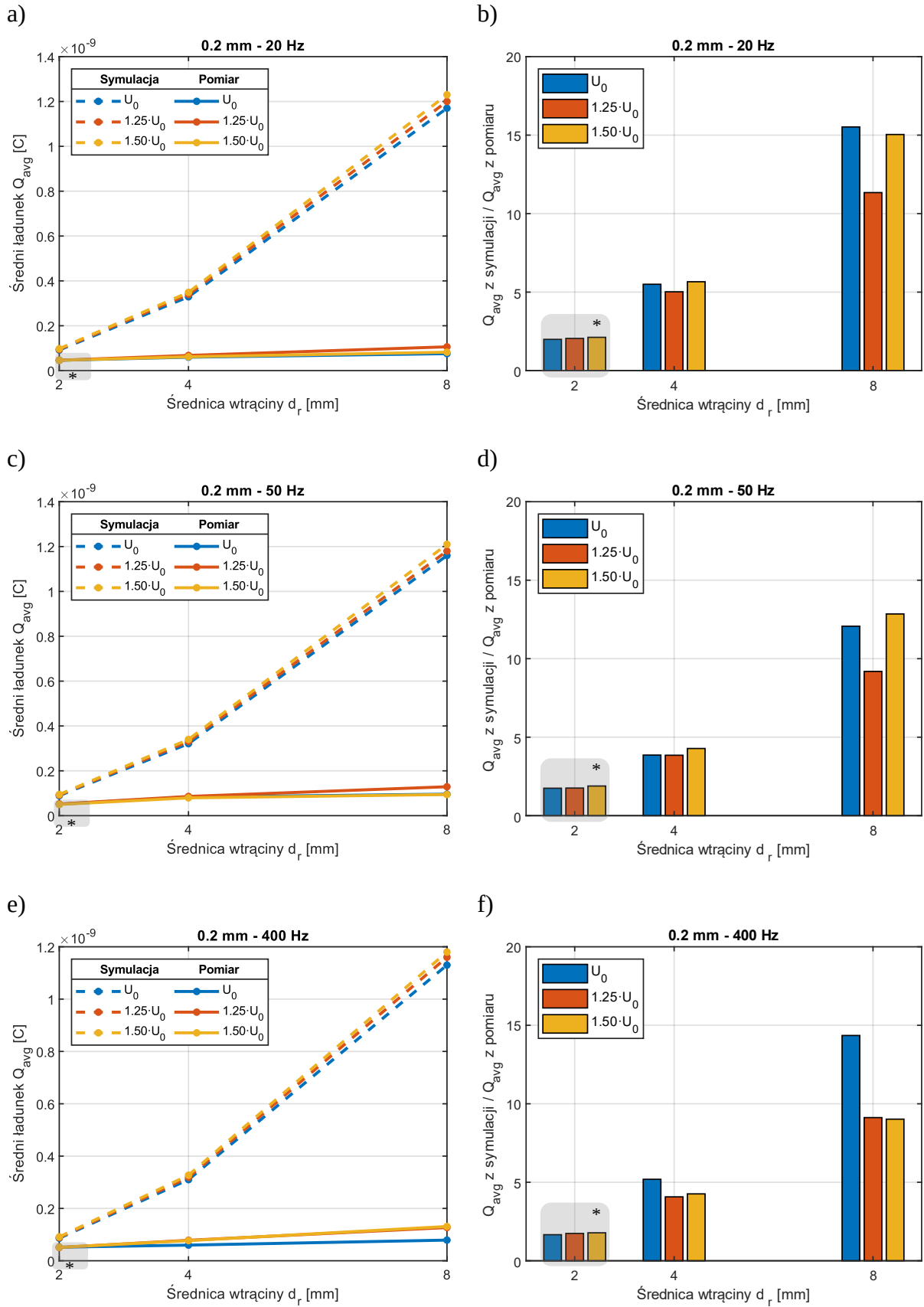
Rys. 6.27 Liczba impulsów N oraz stosunek $N_{\text{symulacja}}/N_{\text{pomiar}}$ dla $\frac{1}{2}$ okresu napięcia zasilającego, w funkcji średnicy wtrąciny d_r (grubość wtrąciny $d_z = 0.4$ mm), dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz różnych częstotliwości: a), b) $d_z = 0.4$ mm, $f = 20$ Hz; c), d) $d_z = 0.4$ mm, $f = 50$ Hz; e), f) $d_z = 0.4$ mm, $f = 400$ Hz



Rys. 6.28 Liczba impulsów N oraz stosunek $N_{\text{symulacja}}/N_{\text{pomiar}}$ dla $\frac{1}{2}$ okresu napięcia zasilającego, w funkcji średnicy wtrąciny d_r (grubość wtrąciny $d_z = 0.2$ mm), dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz różnych częstotliwości: a), b) $d_z = 0.2$ mm, $f = 20$ Hz; c), d) $d_z = 0.2$ mm, $f = 50$ Hz; e), f) $d_z = 0.2$ mm, $f = 400$ Hz



Rys. 6.29 Średni ładunek Q_{avg} oraz stosunek $Q_{symulacja}/Q_{pomiar}$ w funkcji średnicy wtrąciny d_r (grubość wtrąciny $d_z = 0.4$ mm), dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz różnych częstotliwości: a), b) $d_z = 0.4$ mm, $f = 20$ Hz; c), d) $d_z = 0.4$ mm, $f = 50$ Hz; e), f) $d_z = 0.4$ mm, $f = 400$ Hz



Rys. 6.30 Średni ładunek Q_{avg} oraz stosunek $Q_{symulacja}/Q_{pomiar}$ w funkcji średnicy wtrąciny d_r (grubość wtrąciny $d_z = 0.2$ mm), dla trzech poziomów napięć (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$) oraz różnych częstotliwości: a), b) $d_z = 0.2$ mm, $f = 20$ Hz; c), d) $d_z = 0.2$ mm, $f = 50$ Hz; e), f) $d_z = 0.2$ mm, $f = 400$ Hz

Podsumowując, przy zachowaniu zbliżonego stosunku ładunku całkowitego Q_{total} wyznaczonego symulacyjnie do tego otrzymanego pomiarowo, defekty modelowe o mniejszej średnicy d_f charakteryzują się lepszą zbieżnością wyznaczonej numerycznie liczby impulsów N na półokres oraz średniego ładunku Q_{avg} . Przy zwiększaniu średnicy defektu, liczba impulsów na półokres napięcia rejestrowana w pomiarach wzrasta, przy jednoczesnym obniżeniu wartości ładunku średniego Q_{avg} , co wyraźnie odbiega od tendencji obserwowanych w wynikach polowych symulacji numerycznych (Tabela 6.11).

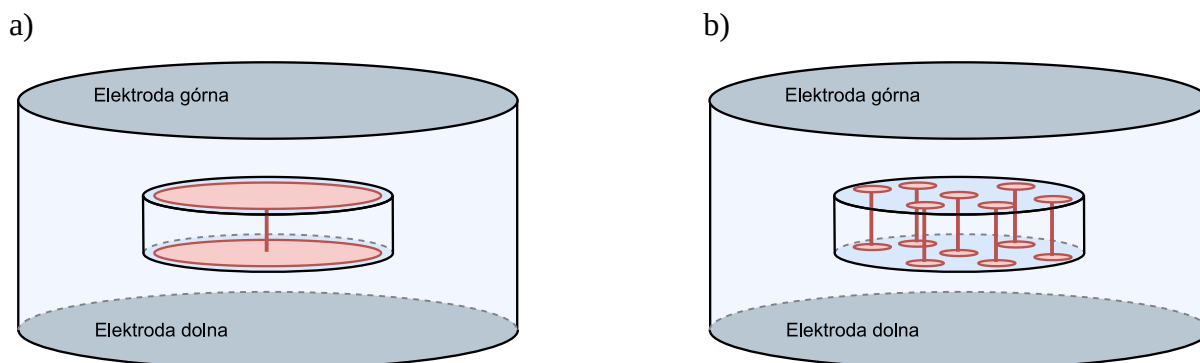
Tabela 6.11 Porównanie wybranych parametrów wyładowań dla modelowych wtrącin o jednakowej grubości 0.4 mm i różnych średnicach (2 mm i 8 mm) przy napięciu $1.5 \cdot U_0$, $f = 50$ Hz

Parametr	2 mm / 0.4 mm			8 mm / 0.4 mm		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
Q_{total} [μC]	2.36 (1.52)	1.96	1.20	25.2 (23.8)	16.8	1.51
$N/\text{półokres}$ [-]	1.8 (1.62)	3.7	0.49	1.9 (1.7)	16.7	0.11
Q_{avg} [pC]	216 (156)	89	2.44	2261 (2353)	167	13.56

Kolor czerwony wskazuje wyższy, a niebieski niższy stosunek wartości symulacyjnych do pomiarowych. Kolor zielony wskazuje zbliżony stosunek. W nawiasach podano wartości otrzymane modelem obwodowym a - b - c

Przedstawione relacje liczbowe pomiędzy poszczególnymi parametrami oraz różnice w tendencjach ich zmian sugerują, że w defektach o stosunkowo dużej powierzchni, w stosunku do ich grubości, mechanizmy warunkujące powstawanie wyładowań niezupełnych mogą prowadzić do nieco innego przebiegu procesu generacji impulsów w_{nz} , niż przyjęty w zastosowanym modelu numerycznym. Analizując wyniki pomiarów i symulacji można wnioskować, że w rzeczywistych defektach o takiej geometrii, cały spodziewany ładunek nie przepływa przez objętość inkluzji gazowej podczas jednego wyładowania, lecz zostaje podzielony na kilka odrębnych impulsów prądowych. Możliwe jest również, że wewnątrz inkluzji tworzą się oddzielne kanały wyładowcze, których zasięg zbierania ładunku jest ograniczony tylko do pewnego fragmentu powierzchni wtrąciny. W takim scenariuszu, liczba wyładowań i ich średni ładunek będą zależęły od liczby i powierzchni powstających kanałów wyładowczych. Im powierzchnia wtrąciny, w stosunku do jej grubości, będzie większa, tym bardziej całkowity ładunek w niej zgromadzony będzie podlegał podziałowi się na większą liczbę impulsów w_{nz} / kanałów (Rys. 6.31). Mechanizm taki został już zasygnalizowany w kilku pracach naukowych. Przykładowo, Lemke zwraca uwagę, że średnica kanału wyładowczego jest zawsze mniejsza od grubości wtrąciny [161]. Wykazano eksperymentalnie wpływ materiału na efektywną powierzchnię wyładowań [61]. Z kolei Morshuis, w swojej rozprawie doktorskiej [202] obserwował kanały w_{nz} optycznie, stwierdzając występowanie wielu kanałów wyładowań w defekcie. Wykonywano również pomiary rozkładu ładunku na powierzchniach granicznych płaskiego defektu przy występowaniu w_{nz} . Na tej podstawie określono, że rozkład ładunku po wystąpieniu wyładowania nie jest jednorodny. Należy przy tym mieć na uwadze, że pozostały ładunek resztkowy ma wpływ na miejsce wystąpienia kolejnego wyładowania po obrocie polarności napięcia. Dodatkowo, stwierdzono występowanie wyładowań jednoczesnych oraz obszarów bez wyładowań [223, 281].

Podobne rezultaty otrzymano przy pomocy obserwacji rozkładu rezystywności powierzchni wtrąciny, narażonej na działanie wyładowań niezupełnych [74, 75, 76].



Rys. 6.31 Schemat ilustrujący rzeczywisty mechanizm wyładowań we wtrącinach w których średnica wtrąciny jest znacznie większa od grubości: a) modelowanie za pomocą jednego impulsu; b) model rzeczywistego mechanizmu wyładowań, uwzględniający efekt występowania wielu kanałów niezależnych wyładowań (odseparowanych przestrzennie i czasowo).

W tabeli 6.12 dokonano uporządkowanego podsumowania wpływu wybranych czynników wpływających na proces powstawania wnz (napięcie probiercze U_p , częstotliwość f , średnica d_r oraz grubość d_z wtrąciny), na najważniejsze parametry impulsów wyładowań, powstających w analizowanych modelach układu izolacyjnego z inkluzjami gazowymi.

Tabela 6.12 Zestawienie wpływu wartości i częstotliwości napięcia probierczego U_p oraz wymiarów geometrycznych wtrąciny, na wybrane parametry wnz

Parametr wnz	Czynnik wpływający na powstawanie wyładowań niezupełnych			
	Wzrost napięcia U_p	Wzrost częstotliwości f	Zwiększenie średnicy d_r	Zwiększenie grubości d_z
E_{inc}	Brak zmian	Brak zmian	Brak zmian	Spadek
E_{void}	Wzrost	Spadek	Wzrost	Spadek
U_0	Brak zmian	Wzrost	Spadek	Spadek
N_{total}	Wzrost	Wzrost	Wzrost	Niejednoznaczny
Q_{avg}	Wzrost / Spadek	Wzrost / Spadek	Wzrost	Wzrost
Q_{max}	Wzrost / Spadek	Wzrost / Spadek	Wzrost	Wzrost
Q_{total}	Wzrost	Wzrost	Wzrost	Wzrost
ϕ_{inc}	Spadek	Niejednoznaczny	Niejednoznaczny	Niejednoznaczny
$\Delta\phi$	Wzrost	Niejednoznaczny	Niejednoznaczny	Niejednoznaczny

Kolor **czzerwony** wskazuje wzrost, a **niebieski** spadek danego parametru. Kolor **zielony** wskazuje brak wpływu na wybrany parametr. Kolorem **szarym** zaznaczono przypadki, w których nie zaobserwowano jednoznacznego wpływu.

Modelowanie numeryczne impulsów wyladowań niezupełnych we wtrącinie gazowej, zlokalizowanej w izolacji obciążonego kabla *HVDC*

7.1 Wprowadzenie – problemy niezawodności izolacji kablowej HVDC

Systemy przesyłowe prądu przemiennego (AC) oraz prądu stałego (DC) zawierają w swojej strukturze zarówno napowietrzne linie przesyłowe, jak i elektroenergetyczne linie kablowe [103, 118, 142, 166, 184, 280, 287, 239]. Stale rosnące zapotrzebowanie społeczeństw i gospodarek światowych na energię elektryczną wymusza konieczność zwiększania napięć znamionowych tych systemów. Wybór rodzaju napięcia systemowego, AC albo DC, zależy przede wszystkim od odległości przesyłu oraz lokalizacji źródeł wytwórczych i obszarów, do których jest dostarczana energia elektryczna [6, 142, 166]. Względny ekonomiczny, uwzględniający nie tylko koszty inwestycyjne, ale i eksploatacyjne, odgrywa istotną rolę przy podejmowaniu decyzji o wyborze określonego rodzaju systemu przesyłowego [2, 165]. W wielu przypadkach systemy *HVDC* (ang. *High Voltage Direct Current*) i *UHVDC* (ang. *Ultra-High Voltage Direct Current*) mają lepsze parametry techniczne i ekonomiczne niż systemy *HVAC* (ang. *High Voltage Alternating Current*) lub *UHVAC* (ang. *Ultra-High Voltage Alternating Current*). Obecnie systemy te wykorzystywane są do:

- przesyłania energii elektrycznej na duże odległości, przy bardzo dużej przepustowości linii [103, 118, 166, 287],
- realizacji połączeń międzysystemowych, najczęściej dla systemów niesynchronizowanych [56, 259],
- realizacji przesyłu podmorskiego energii elektrycznej [280].

Do ostatniej grupy zalicza się między innymi przesył energii elektrycznej z wiatrowych farm morskich, zwłaszcza tych zlokalizowanych daleko od linii brzegowej, na akwenach morskich o dużej głębokości (ang. *deep water wind farm*), gdzie konstrukcje wiatrakowe są instalowane na pływających platformach, kotwionych do dna morskiego. W ostatnich latach liczba wdrożeń tego typu rozwiązań stopniowo rośnie, w różnych regionach świata, i ze względów technicznych i ekonomicznych spodziewany jest dalszy ich rozwój [2, 57, 164, 228].

W każdym z powyższych zastosowań wysoka niezawodność systemów izolacji elektrycznej kabli *HVDC* ma kluczowe znaczenie dla bezawaryjnej pracy całego systemu. W tym celu doskonalone są technologie wytwarzania kabli, w oparciu o analizy i badania modelowe, służące m.in. szacowaniu *czasu życia* ich układów izolacyjnych, z uwzględnieniem różnych czynników starzeniowych. Tak samo, jak dla kabli *AC*, efektywną żywotność izolacji kabli *DC* szacuje się na podstawie modeli starzeniowych, uwzględniających zarówno wewnętrzne, jak i zewnętrzne procesy starzenia [28, 53, 141, 181, 184, 199, 200, 207, 280]. W przypadku linii kablowych *HVDC* jedną z potencjalnych przyczyn obniżonej niezawodności jest występowanie różnego rodzaju uszkodzeń izolacji samych kabli, jak również głowic i muf kablowych. Wymagana wysoka jakość i niezawodność izolacji kabli *HVDC* może zostać obniżona na skutek występowania różnego rodzaju uszkodzeń izolacji, np. inkluzji gazowych, rozwarstwień, zanieczyszczeń oraz procesów drzewienia elektrycznego i wodnego [7, 158]. Problemy związane z występowaniem tego typu uszkodzeń izolacji kablowej są przedmiotem intensywnych badań w wielu uznanych ośrodkach na całym świecie. Ze względu na specyfikę zjawisk związanych z użyciem wysokiego napięcia *DC*, metody stosowane do badania izolacji kabli *AC* nie zawsze są możliwe do zastosowania w analizie i badaniach izolacji kabli *HVDC*.

Często badanym, ale wciąż aktualnym problemem badawczym jest rozwój procesów drzewienia elektrycznego i wodnego w izolacji polimerowej kabli [33, 52, 170, 245]. Przykładowo, w badaniach przedstawionych w artykule [59] analizowano problemy rozwoju drzewienia elektrycznego w izolacji *HVDC* w różnych warunkach eksploatacyjnych. Badano także wpływ polarności napięcia *DC* na rozwój drzewek elektrycznych i parametry wyladowań niezupełnych [59, 168, 169, 170]. Do badania warunków i procesów rozwoju drzewienia wodnego w izolacji *XLPE* kabli podmorskich stosowano także narzędzia symulacyjne, wykorzystujące metodę elementów skończonych, zaimplementowane w programie COMSOL [55, 192].

Badania opisane w niniejszym rozdziale rozprawy dotyczą określenia warunków powstawania wyladowań niezupełnych w inkluzjach gazowych izolacji *XLPE* kabli *HVDC* oraz analizy przebiegów czasowych impulsów *w_{nz}* powstających w ustalonym stanie napięciowym takiego kabla, nieobciążonego lub obciążonego. Ze względu na specyfikę rozkładu natężenia pola *E* w kablach *DC*, determinowanego przez przewodność materiału izolacyjnego, w symulacjach numerycznych należy dokonać analizy efektów współistnienia pola elektrycznego z wpływającym na niego, sprzężonym polem temperaturowym. Przedstawione wyniki symulacji i analiz, opracowanych podczas przygotowania niniejszej rozprawy, zostały zaprezentowane we współautorskich publikacjach poświęconych tej problematyce i na konferencji naukowej [193, 195].

Problem inkluzji gazowych w izolacji współczesnych kabli *XLPE* dotyczy obecności w strukturze izolacji polimerowej defektów o bardzo małych rozmiarach, w których mogą zostać zainicjowane wyładowania niezupełne [32, 186, 187]. Warunki wymagane dla powstania tych wyładowań zostały szczegółowo przedstawione w rozdziale 3. W przypadku sieci prądu przemiennego 50/60 Hz rozkład pola elektrycznego w izolacji kabla zależy wyłącznie od przenikalności elektrycznej materiału izolacyjnego [156, 284]. Dla systemów *DC*, rozkład pola E w izolacji kabla jest określony przez przewodność/rezystywność materiału izolacyjnego. Ze względu na silną zależność tych parametrów materiałowych od temperatury i (nieco słabszą) od wartości lokalnego pola elektrycznego, analiza natężenia pola E w kablu prądu stałego musi uwzględniać wpływ tych czynników na rozkład pola w izolacji kabla, dla stanów ustalonych i nieustalonych [13, 24, 58, 156, 238, 284].

Należy podkreślić, że na rozkład natężenia pola E w kablu *HVDC* wpływa także ładunek przestrzenny zgromadzony w izolacji, którego obecność może zwiększać lub zmniejszać lokalne natężenie pola [39, 104]. Z tego powodu wymagane jest, aby nowe materiały stosowane do produkcji wytłaczanej izolacji kablowej, charakteryzowały się bardzo niską lub zerową zdolnością do akumulacji ładunku przestrzennego [85, 104, 163, 182]. Dla już opracowanych i wdrożonych do eksploatacji kabli *HVDC XLPE* 500 kV uzyskano pewne rozwiązanie problemu akumulacji ładunku przestrzennego, które zostało potwierdzone w badaniach, wykonanych dla temperatur do 90°C [180, 206, 242]. Wyniki badań zaprezentowane w [206] pokazują, że współczynnik wzmocnienia pola, zdefiniowany jako stosunek natężenia pola E w izolacji *DC-XLPE* z uwzględnieniem wpływu ładunku przestrzennego, do natężenia pola E bez tego ładunku, był po podaniu wysokiego napięcia *DC* mniejszy niż 1.1 dla natężeń pola wynoszących 20 kV/mm i 50 kV/mm, w temperaturze 30°C. Ponadto, po dłuższym czasie od chwili załączenia napięcia, zmniejszał się do wartości około 1.05, co oznacza, że obecność ładunku przestrzennego w izolacji kabla modyfikowała natężenie pola elektrycznego w stanie ustalonym w stopniu nie większym niż 5%. Z tego powodu, dla izolacji *HVDC* o takich właściwościach, wpływ ładunku przestrzennego w ustalonym stanie napięciowym, może być zaniedbany w analizach polowych, bowiem nie ma on charakteru krytycznego dla rozwoju wyładowań niezupełnych.

W celach projektowych i eksploatacyjnych wykonywane są szczegółowe analizy rozkładów temperatury i natężenia pola elektrycznego w izolacji kabli elektroenergetycznych *HVDC* oraz ich osprzętu. Analizy statyczne i dynamiczne uwzględniają zwykle geometrię konstrukcji kabla, parametry materiału dielektrycznego izolacji głównej, procesy akumulacji i zaniku ładunku przestrzennego, niekorzystne skutki odwrócenia polarności napięcia stałego (co ma miejsce w przypadku stosowania technologii *LCC* (ang. *Line Commutated Converters*) w przesyłach *HVDC*), potencjalną obecność źródeł wnz, a także wpływ tętnień napięcia stałego [6, 101, 142, 166, 208, 243, 288]. Jednym z podstawowych powodów prowadzenia tego typu analiz jest konieczność szacowania temperatur kabla oraz związanej z tym parametrem dopuszczalnej obciążalności prądowej linii kablowych *DC*, ze względu na graniczne parametry temperaturowe materiału izolacji głównej [101, 115]. Analizy takie wykonuje się także w celu określenia oczekiwanej żywotności izolacji *HVDC* kabli przeznaczonych do pracy w określonych warunkach elektro-termicznych [50, 51].

W rozdziale przedstawiono analizę wpływu położenia wewnętrznej inkluzji gazowej w izolacji *XLPE* kabla *HVDC*, na warunki powstawania wyładowań niezupełnych i generację sekwencji impulsów *wnz*. W symulacjach numerycznych za pomocą metody elementów skończonych, zaimplementowanej w programie COMSOL Multiphysics 6.0, uwzględniono obecność pola elektrycznego modyfikowanego wpływem pola temperatury w izolacji *XLPE* nieobciążonego i obciążonego kabla *HVDC*. Na tej podstawie, wykorzystując dedykowane procedury przygotowane dla środowiska programowania Matlab R2021b, przeanalizowano warunki powstawania *wnz* oraz sekwencje czasowe impulsów *wnz* generowanych przy napięciu stałym. W efekcie, na podstawie wyników symulacji numerycznych, oszacowano krytyczny rozmiar sferycznych inkluzji gazowych, dla których istnieje ryzyko inicjowania i rozwoju wyładowań niezupełnych, w zależności od ich położenia na promieniu kabla.

7.2 Pole elektryczne w izolacji kabla *HVDC*

Kable *HVDC* mają zwykle złożoną, wielowarstwową konstrukcję koncentryczną. W izolacji kabla pod wpływem przyłożonego napięcia o dużej wartości, powstaje pole elektryczne, które występuje pomiędzy ekranem półprzewodzącym na żyłę kabla, a traktowanym jako uziemiony, ekranem półprzewodzącym na izolacji. Rozkład pola E dla ustalonego napięcia DC zależy od przewodności elektrycznej σ dielektryka. W obwodowym schemacie zastępczym izolacji takiego kabla dla stanu ustalonego, wystąpią więc tylko gałęzie rezystancyjne, a pojemności są pomijane [67]. Przewodność elektryczna σ jest parametrem materiałowym dielektryków, który zależy nieliniowo od temperatury i natężenia pola elektrycznego. Do określenia rozkładu pola E w izolacji kabli *HVDC* często stosuje się określoną empirycznie funkcję, pozwalającą oszacować wartość przewodności σ [13, 24, 50, 58, 101, 104, 115, 156, 182, 208]:

$$\sigma(T, E) = \sigma_0 \cdot \exp(\alpha_\sigma T) \cdot \exp(\beta_\sigma E) \quad (7.1)$$

gdzie:

- σ_0 – przewodność odniesienia dielektryka (dla $E = 0$ V/m i $T = 0^\circ\text{C}$), S/m;
- T – temperatura, $^\circ\text{C}$;
- E – natężenie pola elektrycznego, V/m;
- α_σ – temperaturowy współczynnik przewodności, $1/^\circ\text{C}$;
- β_σ – polowy współczynnik przewodności, m/V.

Określenie wartości współczynników α_σ i β_σ , stosowanych w symulacjach numerycznych, stanowi znaczny problem, ponieważ opublikowane wyniki pomiarów przeprowadzonych dla próbek *XLPE* mają duży rozrzut wartości. Podawane wartości temperaturowego współczynnika przewodności α wahają się w zakresie od 0.052 $1/^\circ\text{C}$ do 0.18 $1/^\circ\text{C}$ [13, 148, 263, 276], a z kolei zmienność polowego współczynnika przewodności β_σ wynosi od $0.018 \cdot 10^{-6}$ m/V do $0.5 \cdot 10^{-6}$ m/V [148, 263, 276]. Dodatkowo, wyniki badań wykazały występowanie wpływu temperatury na wartość współczynnika zależności β_σ [148, 276].

W celu uwzględnienia wpływu temperatury i pola elektrycznego na konduktywność izolacji polimerowej, w licznych pracach wykorzystuje się także inną funkcję, określoną teoretycznie, na podstawie teorii przewodnictwa hoppingowego w dielektrykach [20, 105, 106, 107, 156, 163, 238, 272, 284]:

$$\sigma(T, E) = A_{\sigma} \cdot \exp\left(\frac{-\varphi_t \cdot e}{k \cdot T}\right) \cdot \frac{\sinh(B_{\sigma}|E|)}{|E|} \quad (7.2)$$

gdzie:

- A_{σ}, B_{σ} – współczynniki specyficzne dla dielektryka,
- φ_t – energia aktywacji termicznej, eV;
- e – ładunek elementarny;
- T – temperatura, K;
- E – natężenie pola elektrycznego, V/m.

Przewodność elektryczna jest bardzo wrażliwa na zmiany temperatury i mniej wrażliwa na zmiany natężenia pola elektrycznego. Z tego powodu, to właśnie pole temperaturowe występujące w materiale izolacyjnym w znaczący sposób modyfikuje rozkład pola elektrycznego. Ciepło Joule'a wytwarzane jest w żyłce roboczej kabla w wyniku przepływu prądu roboczego, przeciążeniowego lub zwarciovego. Z tego względu, rozkład temperatury w izolacji kabla koncentrycznego jest promieniowy. W przypadku kabla obciążonego, najwyższa temperatura występuje w żyłce, a najniższa na zewnętrznym ekranie. W rezultacie, wewnętrzne warstwy izolacji, znajdujące się w pobliżu żyły mają znacznie wyższą przewodność elektryczną niż warstwy zewnętrzne. Wzrost przewodności wewnętrznych warstw materiału dielektrycznego zmniejsza natężenie pola elektrycznego w sąsiedztwie żyły kabla, dlatego wysoka temperatura żyły może spowodować odwrócenie rozkładu natężenia pola elektrycznego w dielektryku (w kierunku promieniowym). W takim przypadku, natężenie pola elektrycznego w pobliżu ekranu na izolacji może być wyższe niż natężenie w pobliżu żyły kabla.

Drugim efektem zmiany rozkładu temperatury w izolacji, spowodowanej nagraniem żyły kabla, jest modyfikacja wartości natężenia pola zapłonu wnz. Problem ten został przedstawiony w podrozdziale 3.1, a jego efekty zostały uwzględnione w analizach symulacyjnych warunków powstawania wnz, wykonanych dla kabli DC.

Dla przeprowadzenia symulacji numerycznych wyładowań niezupełnych w izolacji kabla HVDC w programie COMSOL, zaimplementowano sprzężony model elektrotermiczny 2D [193]. W modelu uwzględniono oba wymienione efekty wpływu pola temperaturowego na warunki powstawania wyładowań niezupełnych we wtrącinach gazowych. Indywidualne właściwości każdego materiału wchodzącego w skład warstwowej struktury kabla HVDC z izolacją XLPE, są uwzględnione w parametrach analizowanego modelu.

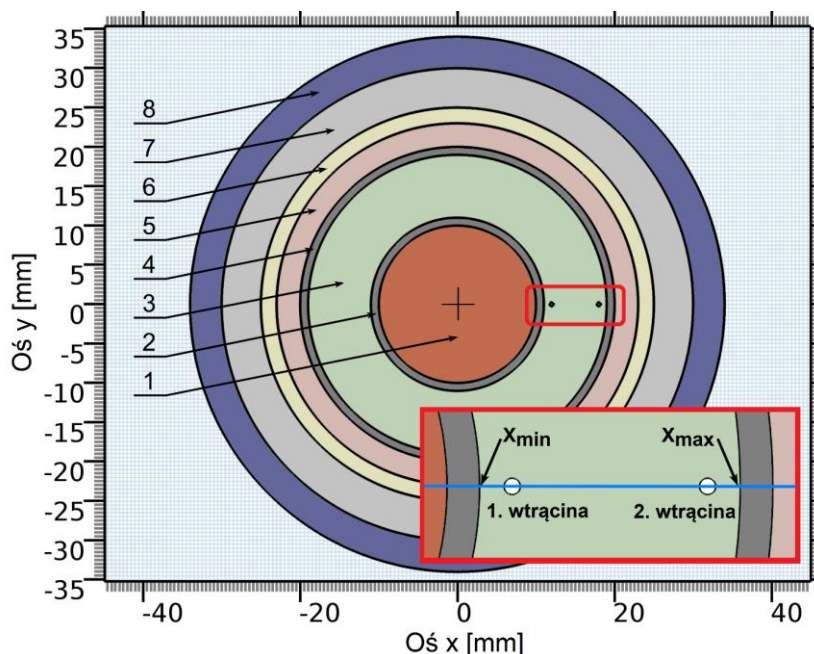
W procedurze zastosowanej podczas symulacji numerycznych, służących do wyznaczenia sekwencji czasowych impulsów wnz założono, że wartość napięcia probierczego DC nie jest podawana jako funkcja skokowa w chwili $t = 0$ s, lecz jest osiągana poprzez zwiększanie napięcia

na żyłę kabla zgodnie z kształtem funkcji sinus podczas $\frac{1}{4}$ okresu napięcia przemiennego 50 Hz, od 0 V do wartości szczytowej (czyli w czasie 5 ms). Początkowe rozkłady pola elektrycznego i ładunku przestrzennego w izolacji kabla są zatem zdeterminowane głównie przez przenikalność elektryczną i napięcie chwilowe na żyłę kabla, odniesione do zerowego potencjału zewnętrznego ekranu na izolacji. W modelu symulacyjnym nie uwzględniano obecności innych ładunków przestrzennych niż wynikające z opisanego stanu przejściowego, zatem zmiany pola E oraz rozkład ładunku po ustaleniu się wartości napięcia stałego są determinowane przez przenikalność elektryczną i przewodność materiału izolacyjnego, zależną od temperatury i pola elektrycznego, zgodnie z równaniem (7.1).

7.3 Modele numeryczne do wyznaczania rozkładu pola E oraz sekwencji czasowych wyładowań niezupełnych w kablach HVDC

Obiektami analizowanymi były modele numeryczne trzech konstrukcji kabli HVDC o izolacji XLPE i napięciach znamionowych 150 kV [193, 263], 320 kV i 500 kV [180]. Średnie natężenie pola elektrycznego E_{avg} w izolacji, wyznaczone na podstawie grubości warstwy XLPE poszczególnych kabli, wynosi odpowiednio 18.75 kV/mm, 16.00 kV/mm i 21.74 kV/mm.

Przekrój przedstawiający wielowarstwową konstrukcję modelu kabla pokazano na rysunku 7.1. Parametry materiałowe poszczególnych warstw, niezbędne do modelowania procesów cieplnych w kablu i wyznaczenia rozkładu temperatury w izolacji XLPE, zestawiono w tabeli 7.1, a wymiary geometryczne warstw dla każdego z analizowanych kabli określono w tabeli 7.2, w której podano promienie poszczególnych warstw.



Rys. 7.1 Geometria modelu kabla HVDC, zawierającego dwie wtrąciny gazowe w izolacji XLPE. Czerwony fragment zawiera wyszczególniony obszar izolacji w obrębie wtrąceń położonych na promieniu kabla (niebieska linia). Warstwy zostały ponumerowane zgodnie z kolejnością przedstawianą w tabelach 7.1 oraz 7.2.

Promień wewnętrzny warstwy izolacyjnej oznaczono jako $x_{\min}$, a promień zewnętrzny jako $x_{\max}$ (Rys. 7.1, Tabela 7.2). W tabeli 7.3 zestawiono parametry modelu, określające właściwości polietylenu sieciowanego (XLPE) i powietrza wypełniającego inkluzję oraz właściwości cieplne otoczenia kabla (założono, że kabel znajduje się w wodzie o temperaturze 4°C).

W symulacjach numerycznych wyznaczono sekwencje czasowe impulsów wyładowań niezupełnych w dwóch zdefiniowanych geometrycznie, sferycznych wtrącinach gazowych, o średnicy 500 μm każda. W przypadku wszystkich trzech analizowanych kabli, pierwsza inkluzja gazowa zlokalizowana została w pobliżu żyły roboczej kabla (środek wtrąciny gazowej umieszczony na promieniu wewnętrznym izolacji +1 mm), a druga w pobliżu uziemionego ekranu na izolacji (środek wtrąciny gazowej umieszczony na promieniu zewnętrznym izolacji -1 mm). Dokładne położenie geometryczne obu wtrącin gazowych w każdym z analizowanych kabli zostało określone w tabeli 7.4.

Tabela 7.1 Parametry materiałowe modeli kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

Nr	Warstwa	λ [W/m·K]	C_p [J/kg·K]	ρ_{mat} [kg/m ³]
1	Żyła przewodząca	385	384	8900
2	Ekran półprzewodzący	0.23	2050	1100
3	Izolacja XLPE	0.32	2250	920
4	Ekran półprzewodzący	0.23	2050	1100
5	Powłoka ołowiana	0.21	125	11340
6	Powłoka PE	0.40	2300	950
7	Pancerz	260	2300	2700
8	Powłoka zewnętrzna	0.30	2350	950

Tabela 7.2 Wymiary warstw modeli kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

Nr	Warstwa	Kabel 150 kV r [mm]	Kabel 320 kV r [mm]	Kabel 500 kV r [mm]
1	Żyła przewodząca	10	28.8	33.5
2	Ekran półprzew. ($x_{\min}$)	11	30.9	36
3	Izolacja XLPE ($x_{\max}$)	19	50.9	59
4	Ekran półprzew.	20	52.9	60
5	Powłoka ołowiana	23	55.8	64.5
6	Powłoka PE	25	58.3	70.5
7	Pancerz	30	63.3	75.5
8	Powłoka zewnętrzna	34	67.3	79.5

Tabela 7.3 Podstawowe parametry symulacji do modelowania kabli HVDC

Parametr	Wartość	Jednostka
Przewodność początkowa XLPE, σ_0 [263]	$5.4 \cdot 10^{-16}$	S/m
Temperaturowy współczynnik przewodności XLPE, α_σ [263]	0.064	1/°C
Polowy współczynnik przewodności XLPE, β_σ [263]	$6.7 \cdot 10^{-8}$	m/V
Przewodność powietrza we wtrącinie [105, 106]	10^{-16}	S/m
Przewodność powietrza we wtrącinie podczas wnz	10^{-3}	S/m
Stała dielektryczna powietrza	1.0	-
Stała dielektryczna XLPE	2.3	-
Współczynnik przenikania ciepła do otoczenia	30	W/m ² ·K
Temperatura zewnętrzna	4	°C

Tabela 7.4 Parametry symulacyjne dla kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

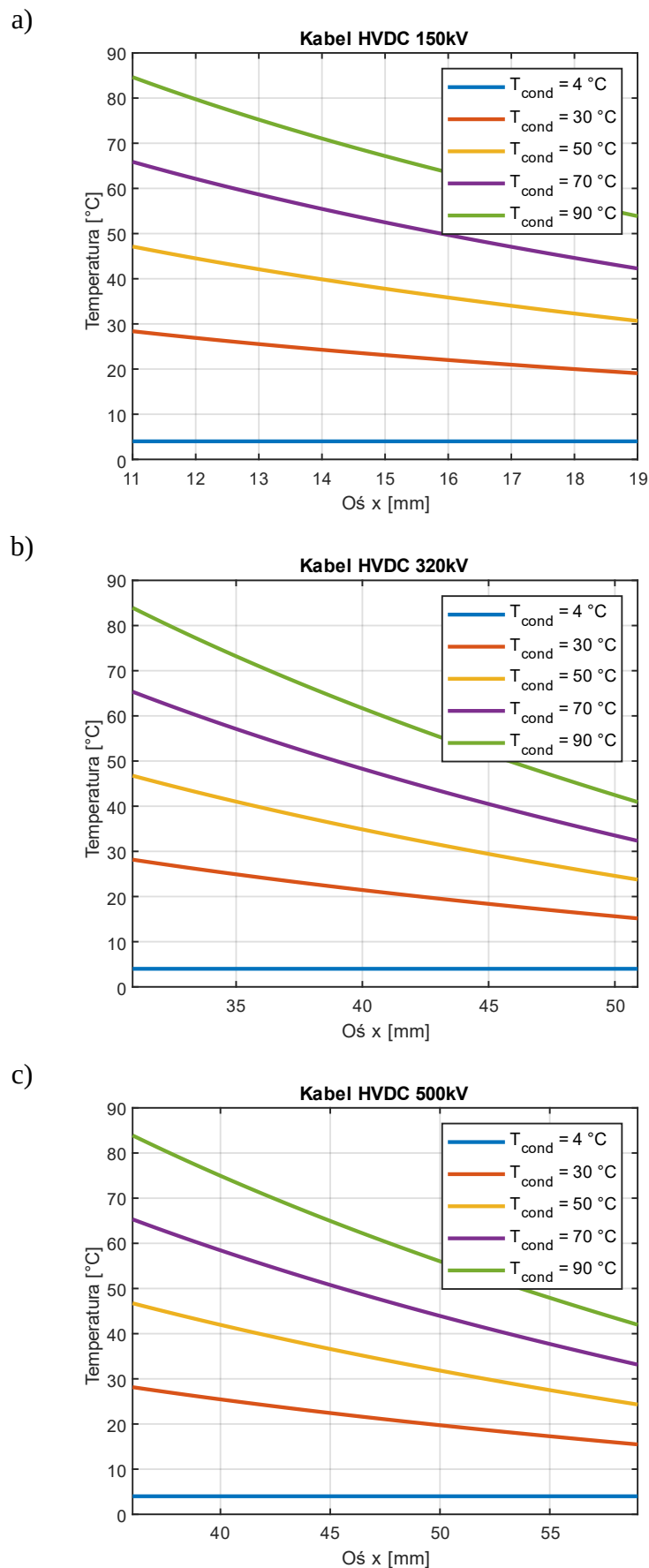
Parametr	Kabel 150 kV r [mm]	Kabel 320 kV r [mm]	Kabel 500 kV r [mm]
Przyłożone napięcie, kV	150	320	500
Średnica 1. wtrąciny, mm	0.5	0.5	0.5
Współrz. x środka 1. wtrąciny, mm	12	31.9	37
Średnica 2. wtrąciny, mm	0.5	0.5	0.5
Współrz. x środka 2. wtrąciny, mm	18	49.9	58

7.4 Porównanie wyników symulacyjnych dla trzech modeli kabli HVDC

Na rysunkach od 7.2 do 7.7 przedstawiono, w formie wykresów, wyniki kolejnych etapów analizy warunków powstawania impulsów wyładowań niezupełnych we inkluzjach gazowych w izolacji trzech modeli kabli HVDC. Analizę rozkładów poszczególnych wielkości fizycznych przeprowadzono dla ustalonego stanu temperaturowego w izolacji, dla pięciu różnych temperatur żyły kabla: 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C. Na rysunku 7.2 zestawiono rozkłady temperatury w izolacji poszczególnych modeli kabli, które stanowią podstawę do dalszych analiz.

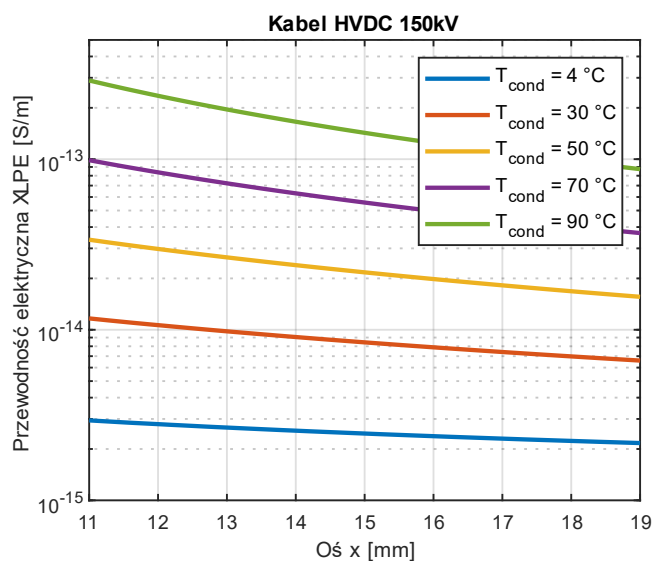
Dane zaprezentowane na rysunku 7.3 pokazują rozkłady przewodności elektrycznej w izolacji XLPE na promieniu każdego z trzech modeli kabla. Wpływ lokalnej temperatury T i pola elektrycznego E na przewodność σ uwzględniono korzystając z równania (7.1), biorąc pod uwagę wartości parametrów podane w tabeli 7.3.

Uwzględniając rozkłady temperatury w izolacji każdego modelu kabla, przeprowadzono symulacje rozkładu natężenia pola E dla szerokiego zakresu temperatur żyły kabla T_{cond} (od 4°C do 90°C). W rezultacie wyznaczono rozkłady pola E w izolacji kabla bez obecności wtrącin gazowych, w funkcji współrzędnej x na promieniu kabla i temperatury żyły kabla (Rys. 7.4). Dla każdego z trzech rozkładów 3D, wydzielono przekroje 2D dla pięciu wybranych temperatur, pokazując odpowiadające im rozkłady pola E w funkcji współrzędnej x (Rys. 7.5).

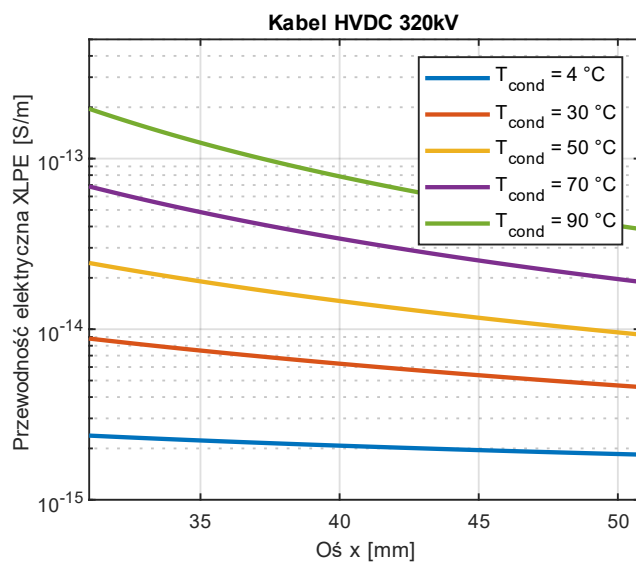


Rys. 7.2 Rozkład temperatury $T(x)$ w izolacji kabla, przy temperaturach żyły kabla 4°C , 30°C , 50°C , 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV

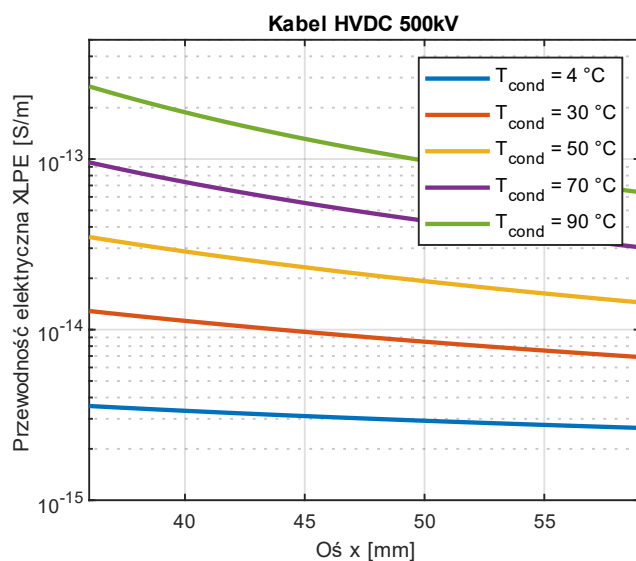
a)



b)

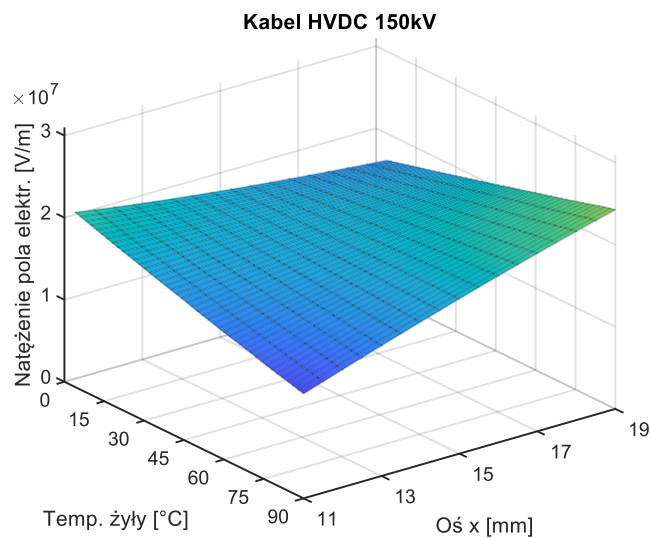


c)

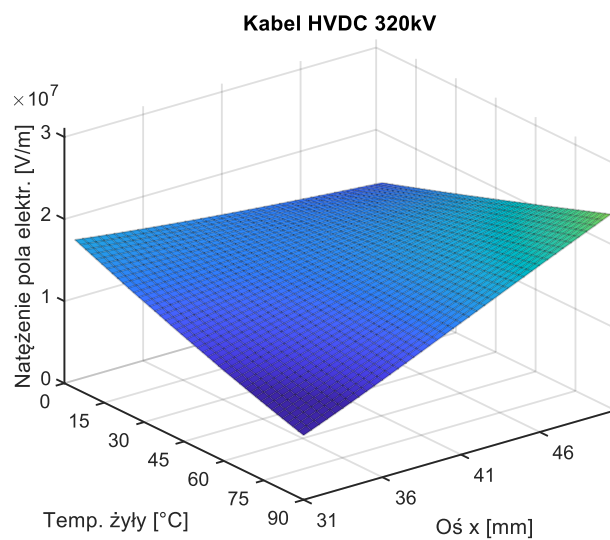


Rys. 7.3 Rozkład przewodności elektrycznej $\sigma(x)$ w izolacji kabla, przy temperaturach żyły kabla 4°C , 30°C , 50°C , 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV

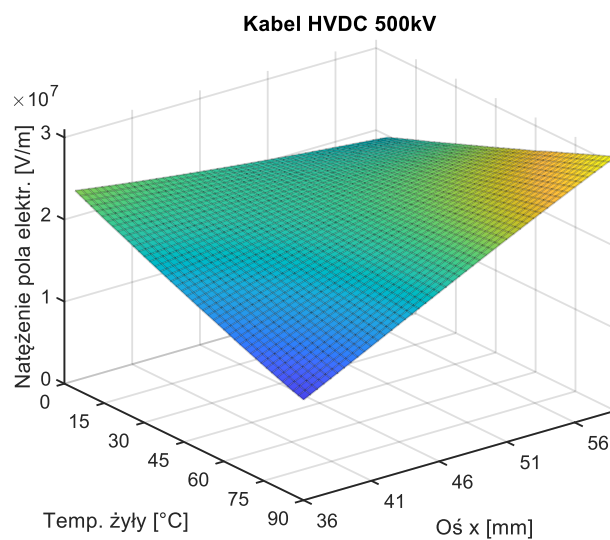
a)



b)

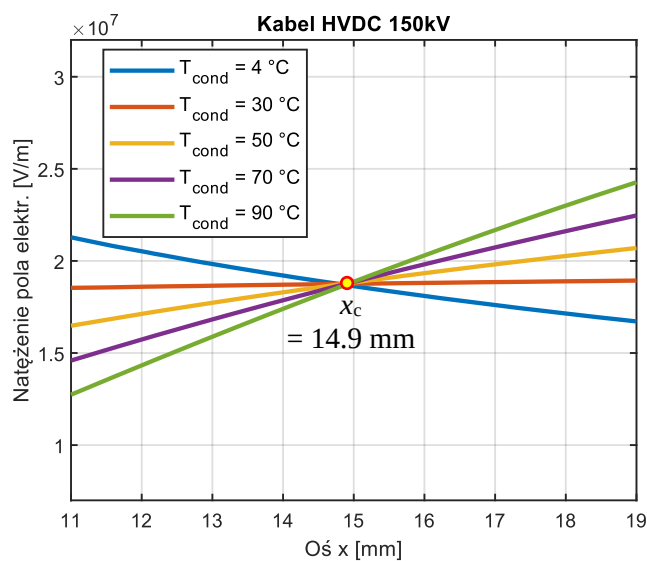


c)

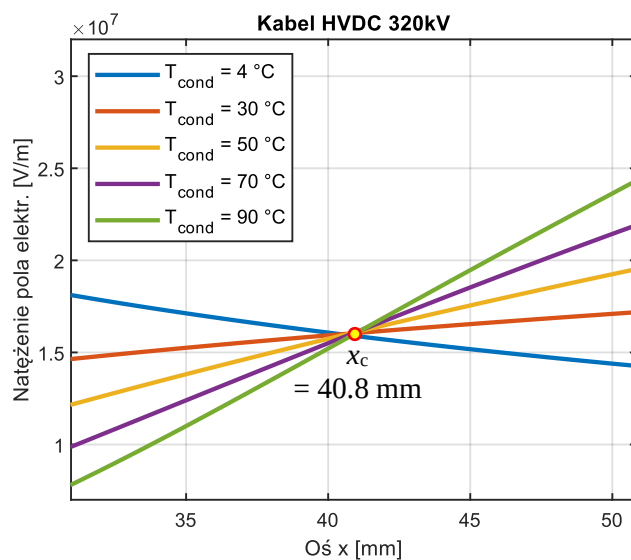


Rys. 7.4 Rozkład natężenia pola E w izolacji kabla, przy temperaturach żyły kabla 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV

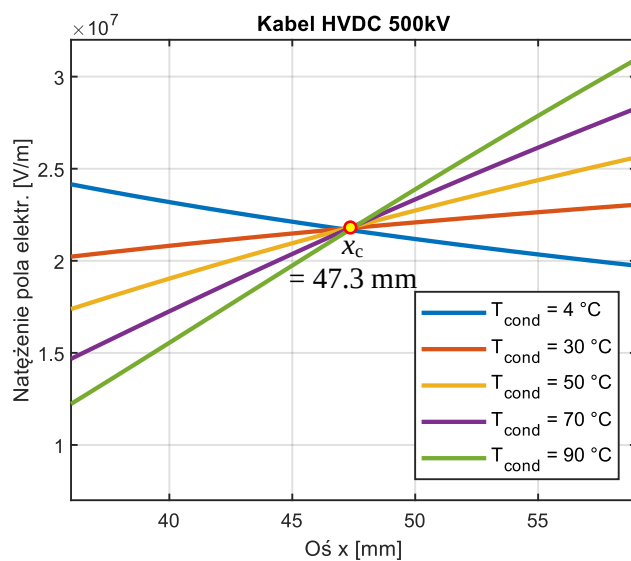
a)



b)



c)



Rys. 7.5 Rozkład natężenia pola $E(x)$ w izolacji kabla, przy temperaturach żyły kabla 4°C , 30°C , 50°C , 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV. Dla współrzędnej x_c natężenie pola elektrycznego jest jednakowe.

Na podstawie numerycznie wyznaczonych rozkładów $T(x)$, $\sigma(x)$ i $E(x)$ dla każdego kabla wyznaczono wartości tych zmiennych dla skrajnych wartości współrzędnej x ($x_{\min}$ oraz $x_{\max}$), dzięki czemu otrzymano temperatury graniczne (Tabela 7.5), graniczne przewodności elektryczne (Tabela 7.6) oraz graniczne natężenia pola E w izolacji bez obecności wtrącin gazowych (Tabela 7.7). Dodatkowo zdefiniowano współczynnik wzrostu przewodności k_{σ} jako stosunek $\sigma_{x_{\min}}$ do $\sigma_{x_{\max}}$ (Tabela 7.6) oraz obliczono różnice ΔE pomiędzy natężeniem pola E dla współrzędnych $x_{\min}$ i $x_{\max}$ (Tabela 7.7). Ujemna wartość ΔE oznacza, że w izolacji wystąpił efekt inwersji pola elektrycznego.

Tabela 7.5 Temperatury graniczne dla modeli kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

Temp. żyły kabla	Kabel 150 kV			Kabel 320 kV			Kabel 500 kV		
	$T_{x_{\min}}$ [°C]	$T_{x_{\max}}$ [°C]	ΔT [°C]	$T_{x_{\min}}$ [°C]	$T_{x_{\max}}$ [°C]	ΔT [°C]	$T_{x_{\min}}$ [°C]	$T_{x_{\max}}$ [°C]	ΔT [°C]
4 °C	4.0	4.0	0.0	4.0	4.0	0.0	4.0	4.0	0.0
30 °C	28.4	19.1	9.3	28.2	15.2	13.0	28.2	15.5	12.7
50 °C	47.1	30.7	16.4	46.7	23.8	22.9	46.7	24.3	22.4
70 °C	65.9	42.3	23.6	65.3	32.3	33.0	65.3	33.1	32.2
90 °C	84.6	53.9	30.7	83.9	40.9	43.0	83.9	42.0	41.9

Tabela 7.6 Przewodności graniczne dla modeli kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

Temp. żyły kabla	Kabel 150 kV			Kabel 320 kV			Kabel 500 kV		
	$\sigma_{x_{\min}}$ [S/m]	$\sigma_{x_{\max}}$ [S/m]	k_{σ} [S/m]	$\sigma_{x_{\min}}$ [S/m]	$\sigma_{x_{\max}}$ [S/m]	k_{σ} [S/m]	$\sigma_{x_{\min}}$ [S/m]	$\sigma_{x_{\max}}$ [S/m]	k_{σ} [S/m]
4 °C	$2.9 \cdot 10^{-15}$	$2.2 \cdot 10^{-15}$	1.32	$2.4 \cdot 10^{-15}$	$1.8 \cdot 10^{-15}$	1.33	$3.6 \cdot 10^{-15}$	$2.7 \cdot 10^{-15}$	1.33
30 °C	$1.2 \cdot 10^{-14}$	$6.6 \cdot 10^{-15}$	1.82	$8.8 \cdot 10^{-15}$	$4.6 \cdot 10^{-15}$	1.91	$1.3 \cdot 10^{-14}$	$6.9 \cdot 10^{-15}$	1.88
50 °C	$3.4 \cdot 10^{-14}$	$1.6 \cdot 10^{-14}$	2.13	$2.5 \cdot 10^{-14}$	$9.3 \cdot 10^{-15}$	2.69	$3.5 \cdot 10^{-14}$	$1.4 \cdot 10^{-14}$	2.50
70 °C	$9.9 \cdot 10^{-14}$	$3.7 \cdot 10^{-14}$	2.68	$6.9 \cdot 10^{-14}$	$1.9 \cdot 10^{-14}$	3.63	$9.6 \cdot 10^{-14}$	$3.0 \cdot 10^{-14}$	3.20
90 °C	$2.9 \cdot 10^{-13}$	$8.7 \cdot 10^{-14}$	3.33	$2.0 \cdot 10^{-13}$	$3.9 \cdot 10^{-14}$	5.13	$2.7 \cdot 10^{-13}$	$6.4 \cdot 10^{-14}$	4.22

Tabela 7.7 Graniczne natężenia pola dla modeli kabli HVDC na napięcie 150 kV, 320 kV i 500 kV

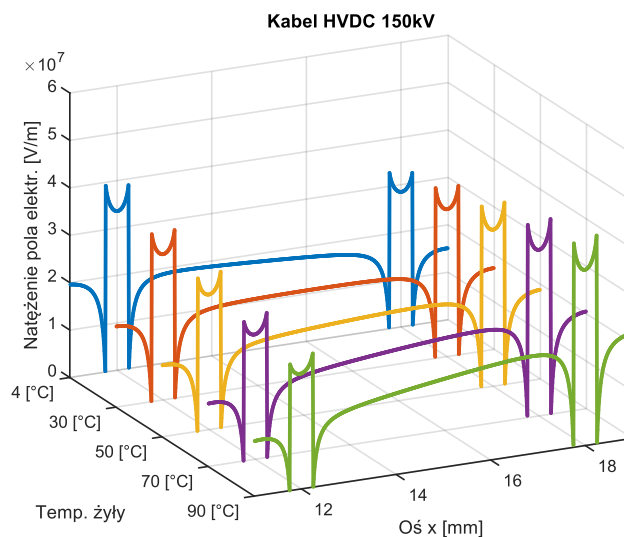
Temp. żyły kabla	Kabel 150 kV			Kabel 320 kV			Kabel 500 kV		
	$E_{x_{\min}}$ [kV/mm]	$E_{x_{\max}}$ [kV/mm]	ΔE [kV/mm]	$E_{x_{\min}}$ [kV/mm]	$E_{x_{\max}}$ [kV/mm]	ΔE [kV/mm]	$E_{x_{\min}}$ [kV/mm]	$E_{x_{\max}}$ [kV/mm]	ΔE [kV/mm]
4 °C	21.3	16.7	4.6	18.1	14.3	3.8	24.2	19.7	4.5
30 °C	18.5	18.9	-0.4	14.6	17.2	-2.6	20.2	23.0	-2.8
50 °C	16.5	20.7	-4.2	12.1	19.5	-7.4	17.4	25.6	-8.2
70 °C	14.6	22.5	-7.9	9.9	21.9	-12.0	14.7	28.3	-13.6
90 °C	12.7	24.3	-11.6	7.8	24.4	-16.6	12.2	30.9	-18.7

W kolejnym etapie analizy wyznaczono rozkłady natężenia pola E na promieniu każdego z modelowych kabli, w izolacji których umieszczono dwie kuliste wtrąciny gazowe, o wymiarach i położeniu opisanym w tabeli 7.4. Otrzymane wyniki symulacyjne rozkładów natężenia pola elektrycznego E w funkcji współrzędnej x przedstawiono na rysunku 7.6. Skala osi pola E jest identyczna na wszystkich trzech wykresach, natomiast skala osi współrzędnej x jest dostosowana do geometrii każdego analizowanego kabla. Należy zaznaczyć, że przeprowadzone symulacje E_{void} nie uwzględniają faktu, że najwyższe natężenie pola we wtrącinie jest ograniczone przez proces generowania wyladowań niezupełnych.

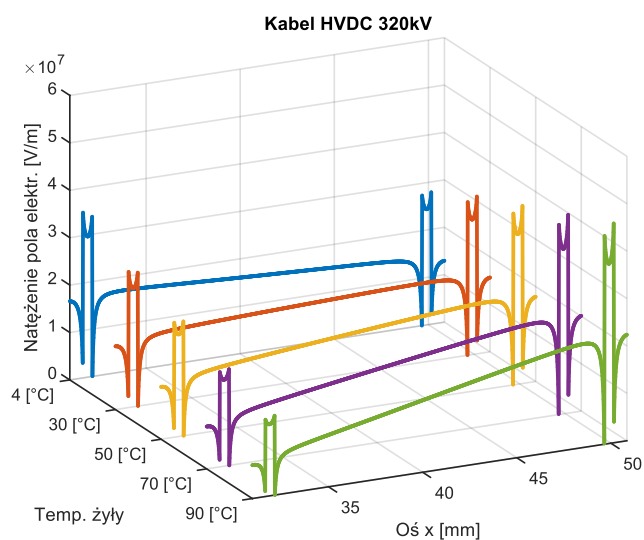
Ostatnim etapem analiz statycznych było wyznaczenie dwuwymiarowych rozkładów natężenia pola E w izolacji każdego z modelowych kabli, w obszarach występowania kulistych wtrącin gazowych (Rys. 7.7). Natężenie pola E (wyrażone w V/m) oznaczono kolorami w skali od „zimnego niebieskiego” (najniższa wartość pola E) do „gorącego czerwonego” (najwyższa wartość pola E). Wyznaczono wartości E_{void} dla obu inkluzji gazowych oraz E_{cable} (zdefiniowane jako pole w izolacji XLPE w miejscu lokalizacji wtrącin, ale bez ich obecności). Dodatkowo obliczono wartości współczynnika wzmocnienia pola ($FEF = E_{\text{void}}/E_{\text{cable}}$) (Tabela 7.8).

Rozkład temperatury izolacji na promieniu kabla HVDC powoduje, że natężenie pola inicjacji wyladowań niezupełnych we wtrącinie gazowej zależy od jej położenia na promieniu kabla. Zakładając, że temperatura gazu wewnątrz defektu jest równa temperaturze otaczającego dielektryka, wyznaczono wartości E_{inc} w funkcji położenia wtrąciny na promieniu kabla, dla wybranych temperatur żyły każdego kabla (Rys. 7.8). Wykorzystując dedykowaną procedurę numeryczną zaimplementowaną w programie MATLAB, wygenerowano sekwencje czasowe dla sprzężonego elektro-termicznego modelu kabla symulowanego w programie COMSOL [193]. Ogólną procedurę symulacji wyladowań niezupełnych przedstawiono na rysunku 7.9. Pierwszym krokiem jest utworzenie modelu geometrycznego, zdefiniowanie parametrów materiałowych i fizycznych, ustalenie warunków brzegowych oraz utworzenia siatki obliczeniowej. Następnie przeprowadzane są numeryczne obliczenia elektryczne i cieplne w dziedzinie czasu. Podczas symulacji sprawdzany jest warunek inicjacji wyladowań niezupełnych. Wyladowanie może nastąpić, gdy natężenie pola elektrycznego we wtrącinie przekracza wartość pola inicjacji wyladowań niezupełnych (równanie 3.1) Ponadto, stochastyczny charakter generacji wyladowań niezupełnych modeluje się za pomocą równania (3.24). W tym celu obliczane jest prawdopodobieństwo zapoczątkowania wyladowania P_d i porównywane z liczbą losową R , z zakresu od 0 do 1. Jeżeli $P_d > R$, warunki inicjacji wyladowań niezupełnych są spełnione. Rozwój wyladowania symuluje się poprzez zwiększenie przewodności gazu we wtrącinie z 10^{-16} S/m do 10^{-3} S/m. Przepływający ładunek powoduje zmniejszenie pola elektrycznego wewnątrz wtrąciny. Kiedy pole elektryczne wewnątrz defektu obniży się do wartości pola gaśnięcia wyladowań niezupełnych E_{ext} , proces wyladowania się kończy, a przewodność gazu powraca do wartości do 10^{-16} S/m. Rzeczywisty ładunek pojedynczego wyladowania wyznacza się poprzez całkowanie prądu przepływającego przez wtrącinę podczas trwania impulsu. Całą procedurę powtarza się, aż do osiągnięcia założonego czasu symulacji. W każdym wariancie symulacji, procedurę rozpoczynano 2000 s po przyłożeniu napięcia stałego.

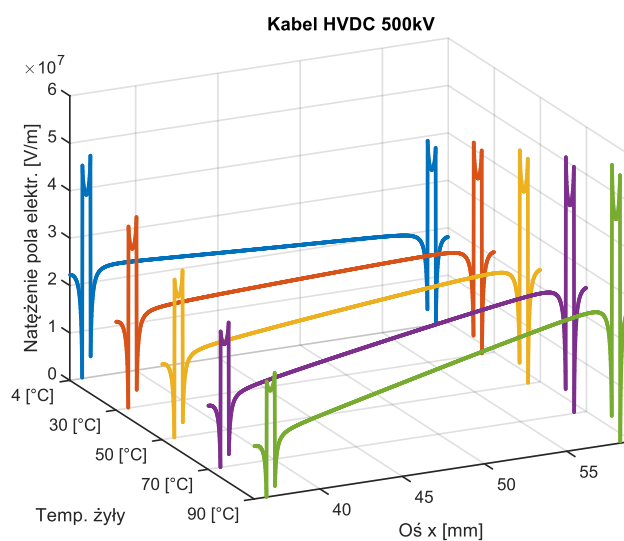
a)



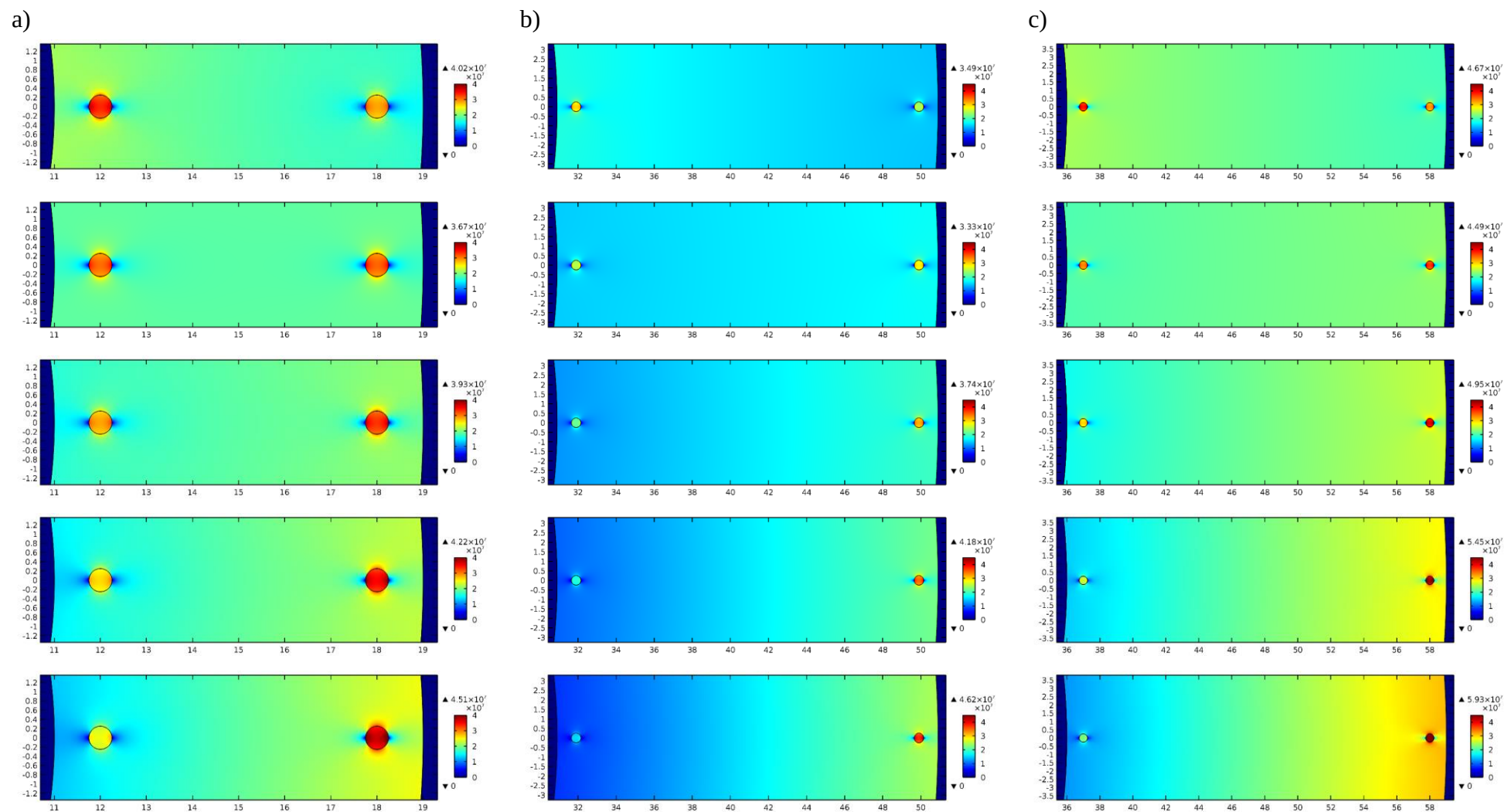
b)



c)



Rys. 7.6 Rozkład natężenia pola E w izolacji kabla, w której znajdują się dwie wtrąciny gazowe, przy temperaturach żyły kabla 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV. (Nie uwzględniono skutków związanych z powstawaniem wnz)



Rys. 7.7 Rozkład natężenia pola E w izolacji kabla, w której znajdują się dwie wtrąciny gazowe, przy temperaturach żyły kabla odpowiednio 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV. (Nie uwzględniono skutków związanych z powstawaniem wnz)

Tabela 7.8 Wyniki symulacyjne natężenia pola elektrycznego we wtrącinach gazowych oraz w izolacji *XLPE* dla modeli kabli *HVDC* na napięciu 150 kV, 320 kV i 500 kV

Temp. żyły kabla	Kabel 150 kV						Kabel 320 kV						Kabel 500 kV					
	1. wtrącina			2. wtrącina			1. wtrącina			2. wtrącina			1. wtrącina			2. wtrącina		
	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -	<i>E_{void}</i> [kV/ mm]	<i>E_{cable}</i> [kV/ mm]	<i>FEF</i> -
4 °C	33.6	20.5	1.64	28.5	17.2	1.66	29.7	17.8	1.67	24.4	14.4	1.69	38.6	23.9	1.62	32.7	19.4	1.69
30 °C	30.7	18.6	1.65	31.2	18.9	1.65	25.0	14.8	1.69	28.5	17.1	1.67	33.5	20.4	1.64	37.3	22.9	1.63
50 °C	28.5	17.1	1.67	33.0	20.2	1.63	21.6	12.6	1.71	31.6	19.3	1.64	29.7	17.8	1.67	40.7	25.3	1.61
70 °C	26.3	15.8	1.66	35.0	21.6	1.62	18.2	10.5	1.73	34.7	21.4	1.62	25.9	15.3	1.69	44.1	27.8	1.59
90 °C	24.4	14.4	1.69	37.1	23.0	1.61	15.1	8.6	1.76	37.9	23.6	1.61	22.4	13.1	1.71	47.4	30.2	1.57

Kolor **czzerwony** wskazuje najwyższe, a **niebieski** najniższe wartości natężenia pola *E* w każdej parze wtrącin gazowych (1. lub 2. wtrącinie), w dielektryku przy współrzędnych *x* odpowiadających lokalizacjom wtrącin pustej przestrzeni, lub współczynnika *FEF*. Kolor **zielony** wskazuje prawie równe wartości pola *E* w parach modelowanych wtrącin gazowych.

Podczas symulacji uwzględniono efekty związane z powstawaniem impulsów wyładowań niezupełnych w obu zdefiniowanych, sferycznych inkluzjach gazowych, obliczając natężeniach pola *E* dla każdej z nich osobno. Wyznaczone w efekcie sekwencje czasowe impulsów *wnz* przedstawiono na rysunku 7.10. Sekwencje te są superpozycją impulsów *wnz* powstałych w dwóch niezależnych procesach inicjowania wyładowań przebiegających niezależnie w pierwszej i drugiej inkluzji gazowej.

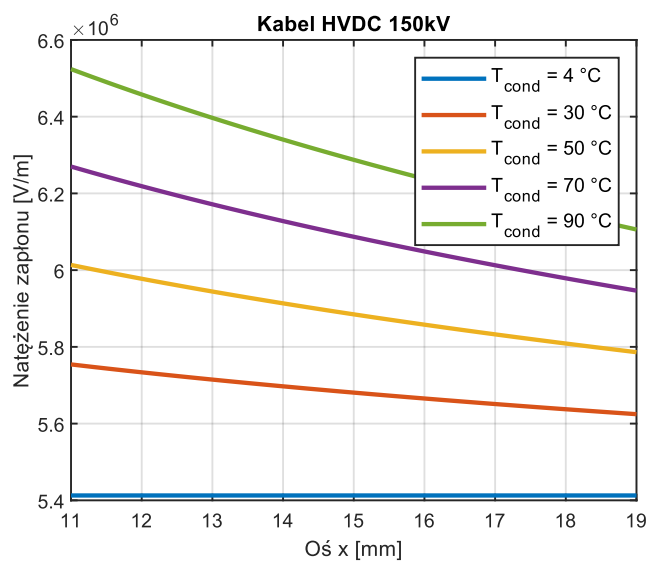
Dla każdego z modelowanych kabli *HVDC* (150 kV, 320 kV i 500 kV) oraz dla wybranych temperatur żyły kabla (4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C), w oparciu o symulowane sekwencje impulsów *wnz*, wyznaczono dwa podstawowe parametry statystyczne charakteryzujące impulsy *wnz* przy napięciu stałym (Tabela 7.9):

- średni ładunek wyładowania q_{avg} , pC,
- średni czas pomiędzy kolejnymi impulsami Δt_{avg} , s.

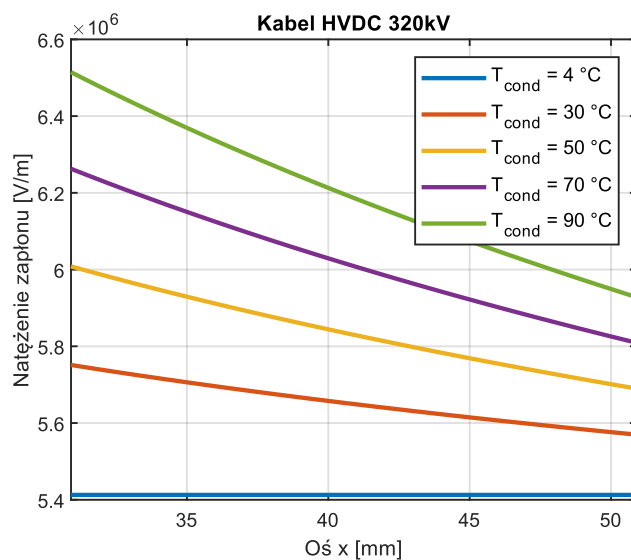
Tabela 7.9 Średni ładunek wyładowań q_{avg} oraz średni czas pomiędzy impulsami *wnz* Δt_{avg} , dla modeli kabli *HVDC* na napięciu 150 kV, 320 kV i 500 kV, przy wybranych temperaturach ich żył roboczych

Temp. żyły kabla	Kabel 150 kV				Kabel 320 kV				Kabel 500 kV			
	1. wtrącina		2. wtrącina		1. wtrącina		2. wtrącina		1. wtrącina		2. wtrącina	
	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]	q_{avg} [pC]	Δt_{avg} [s]
4 °C	21.6	1072	21.8	1806	21.4	1495	21.9	2751	21.1	683	21.5	1220
30 °C	23.1	343	22.3	497	23.1	577	22.1	841	22.8	265	21.8	379
50 °C	24.3	155	23.1	205	24.4	280	22.3	346	24.1	120	22.2	153
70 °C	25.5	67	23.9	82	25.9	162	22.9	173	25.4	64	22.7	74
90 °C	26.5	26	24.6	31	26.8	73	23.6	77	26.5	32	23.6	33

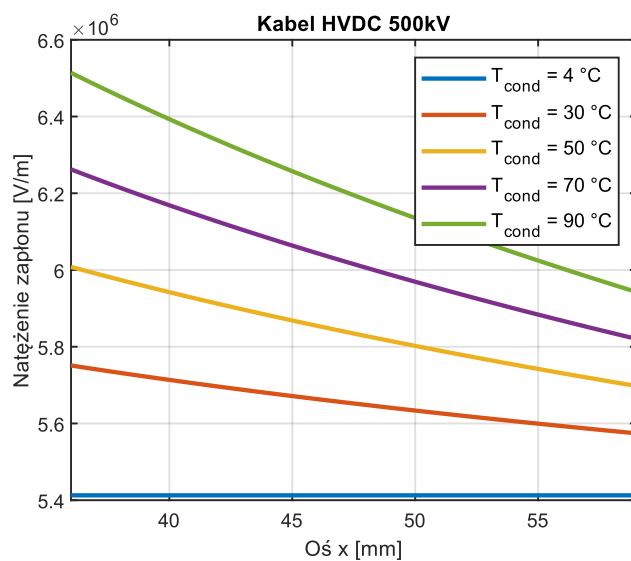
a)



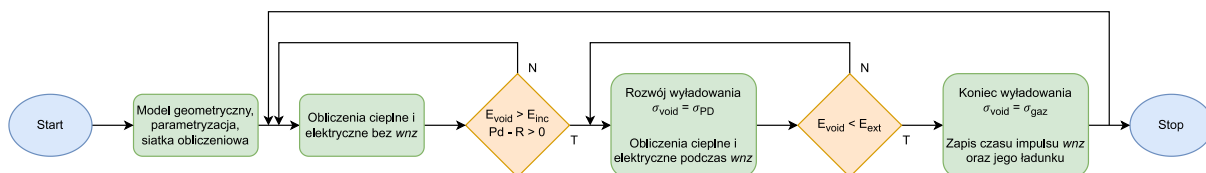
b)



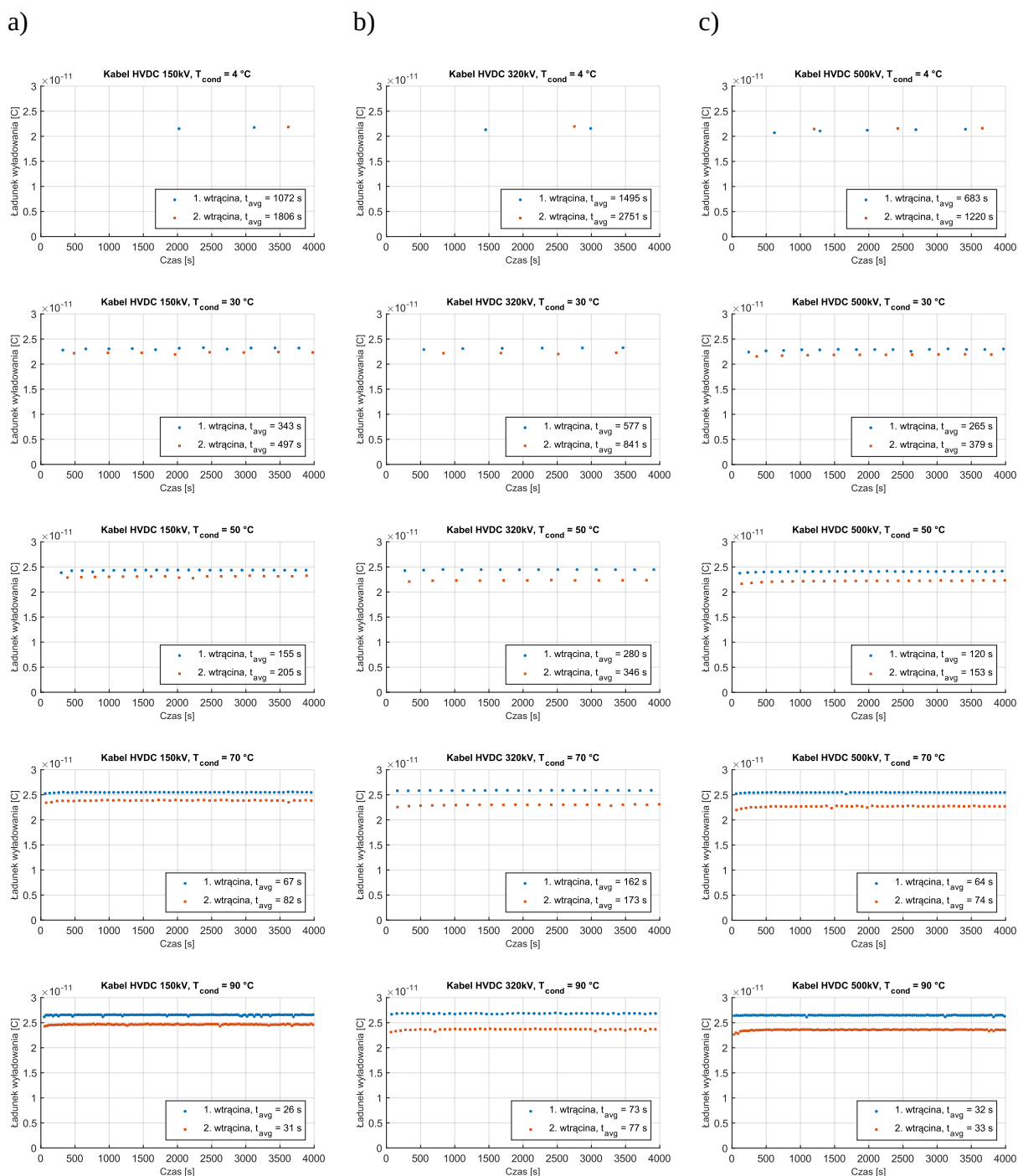
c)



Rys. 7.8 Natężenie zapiłonu wyładowań dla wtrąciny o średnicy 0.5 mm, położonej w izolacji XLPE kabla, przy temperaturach żyły kabla 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV



Rys. 7.9 Schemat blokowy algorytmu numerycznego wyznaczania impulsów wnz, generowanych w inkluzjach gazowych modelowanych izolacji kabli HVDC.



Rys. 7.10 Symulowane sekwencje czasowe impulsów wyładowań niezupełnych, przy temperaturach żyły kabla 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV

7.5 Analiza i dyskusja wyników symulacji wnz w modelach kabli HVDC

Zaprezentowane w podrozdziale 7.4 wyniki analiz rozkładu temperatury i pola elektrycznego dla modeli trzech kabli HVDC o różnych napięciach znamionowych (150 kV, 320 kV i 500 kV), różnych polach przekroju żyły kabla (300 mm^2 , 2500 mm^2 i 3000 mm^2) oraz różnej konstrukcji i wymiarach zewnętrznych warstw pokrywających izolację XLPE, mogą być podstawą do określenia warunków powstawania impulsów wnz w wewnętrznych inkluzjach gazowych.

Pole elektryczne w izolacji kabla HVDC, ze względu na bezpośrednią zależność od przewodności elektrycznej materiału izolacyjnego, jest polem sprzężonym (pośrednio) z polem cieplnym obecnym w objętości izolacji kabla. W przypadku obciążonych kabli o konstrukcji koncentrycznej, przepływający prąd wytwarza ciepło *Jule’a*, co skutkuje promieniowym rozkładem temperatury w kablu, który modyfikuje również promieniowo przewodność materiału izolacyjnego. Prowadzi to do znacznego wzrostu przewodności elektrycznej dielektryka wzdłuż promienia kabla, od najniższej przewodności na zewnętrznym promieniu izolacji do najwyższej na wewnętrznym promieniu izolacji (w pobliżu żyły kabla o najwyższej temperaturze). Ponadto, zgodnie z równaniami (7.1) lub (7.2), przewodność dielektryka jest modyfikowana, również promieniowo, przez obecność pola elektrycznego prądu stałego, na które wpływa ładunek przestrzenny obecny w objętości izolacji. Jeżeli izolacją kabla jest nowoczesny polimer XLPE dedykowany do zastosowań HVDC (DC-XLPE), to dodatkowa składowa pola E wytwarzana przez ładunek objętościowy w stanie ustalonym, po długim czasie od przyłożenia napięcia stałego, ma małą wartość, nawet poniżej 5% [206]. Wynika z tego, że w takim stanie obecność ładunku przestrzennego będzie tylko nieznacznie wpływać na częstotliwość powtarzania impulsów wyładowań niezupełnych, ale charakter i tendencje zmian parametrów wnz pod wpływem zmian temperatury będą takie same.

Przy ocenie warunków generacji sekwencji impulsów wyładowań niezupełnych nie uwzględniono obecności w izolacji ładunku przestrzennego pochodzącego z innych źródeł niż ładunek powstający w wyniku przyłożenia napięcia probierczego. Bardziej złożone symulacje mogą uwzględniać także inne ładunki obecne w strukturze polimeru, np. związane z obecnością polarnych domieszek lub zanieczyszczeń [147].

Do symulacji numerycznych stanów ustalonych sprzężonego pola cieplno-elektrycznego, wykonanych w programie COMSOL Multiphysics 6.0, przyjęto stałą wartość temperatury otoczenia zewnętrznego kabla (4°C), natomiast modyfikowanym parametrem była temperatura żyły kabla (od 4°C do 90°C). Oczywiście dla wszystkich trzech kabli uzyskano podobne temperatury izolacji na wewnętrznym promieniu izolacji $x_{\min}$ dla każdej temperatury żyły, a obliczone różnice nie są większe niż 0.7°C dla temperatury żyły 90°C (Rys. 7.2 i Tabela 7.5). Ze względu na grubość izolacji XLPE oraz konstrukcję warstw zewnętrznych kabli, najmniejszy spadek temperatury występuje w izolacji kabla 150 kV, a największy w kablu 320 kV. Przykładowo, gdy temperatura żyły wynosi 70°C , to liczbowo oszacowane różnice temperatur dla promienia wewnętrznego i zewnętrznego izolacji wspomnianych kabli wynoszą odpowiednio 23.6°C i 33°C (Tabela 7.5). Fakt ten ma odzwierciedlenie w rozkładzie przewodności XLPE (Rys. 7.3) i natężenia pola elektrycznego (Rys. 7.4 i Rys. 7.5) obserwowanych wzdłuż współ-

rzędnej x , w izolacji kabla. Już przy temperaturze żyły wynoszącej 30°C występuje zauważalny efekt inwersji pola elektrycznego, dla wszystkich modeli kabli *HVDC*. Pełne zakresy zmienności natężenia pola elektrycznego E , wywołane zmianą temperatury żyły kabla, wynoszą:

- a) na wewnętrznym promieniu izolacji $x_{\min}$:
 - dla kabla 150 kV od 12.7 kV/mm do 21.3 kV/mm,
 - dla kabla 320 kV od 7.8 kV/mm do 18.1 kV/mm,
 - dla kabla 500 kV od 12.2 kV/mm do 24.2 kV/mm;
- b) na zewnętrznym promieniu izolacji $x_{\max}$:
 - dla kabla 150 kV od 16.7 kV/mm do 24.3 kV/mm,
 - dla kabla 320 kV od 14.3 kV/mm do 24.4 kV/mm,
 - dla kabla 500 kV od 19.7 kV/mm do 30.9 kV/mm.

Rozkłady przedstawione na rysunkach 7.6 i 7.7 posłużyły do oszacowania wartości wzmocnienia pola FEF w analizowanych wtrącinach gazowych. Wartości FEF uzyskane w wyniku przeprowadzonych symulacji numerycznych, mieszczące się w przedziale od 1.62 do 1.76 dla wszystkich rozpatrywanych przypadków, są zgodne z wynikami uzyskanymi w numerycznych symulacjach polowych 2D [105]. Według danych zamieszczonych w tej publikacji wyniki uzyskane z symulacji polowych 3D są o około 16% niższe.

Ze względu na bardzo duże wartości natężenia stałego pola elektrycznego w izolacji wszystkich trzech analizowanych modeli kabli (Rys. 7.6), w każdym z rozpatrywanych przypadków modelowane wtrąciny gazowe o średnicy 0.5 mm będą źródłem wyładowań niezupełnych (Rys. 7.10). Oczywiście, każda wystarczająco duża wtrącina gazowa, w której natężenie pola elektrycznego osiągnie wartość natężenia iniepcji wyładowań, będzie potencjalnie źródłem *wnz*. Jest to problem związany z wpływem rozmiaru mikrodefektów struktury polimeru *XLPE* na szybkość starzenia i szacowaną żywotność izolacji [186, 187]. Jeżeli rozkłady pola elektrycznego na promieniu kabli *HVDC* (Rys. 7.5) pomnożymy przez spodziewany współczynnik wzmocnienia pola i odniesiemy rezultat do szacunkowych wartości natężenia zapłonu wyładowań niezupełnych E_{inc} w funkcji wymiaru d wtrąciny gazowej (Rys. 3.1; zależności E_{inc} od d , sparametryzowane temperaturą gazu), wówczas możliwe jest oszacowanie wymiaru krytycznego d_{cr} wtrąciny gazowej (tj. minimalnej średnicy inkluzji sferycznej, dla której może powstać wyładowanie niepełne), w zależności od lokalizacji inkluzji gazowej na promieniu kabla. Na rysunku 7.11 przedstawiono porównanie wyników oszacowania średnicy d_{cr} dla trzech analizowanych kabli *HVDC*. W obliczeniach przyjęto upraszczające założenie, że dla każdej wtrąciny gazowej współczynnik wzmocnienia pola FEF wynosi 1.65 (patrz Tabela 7.8).

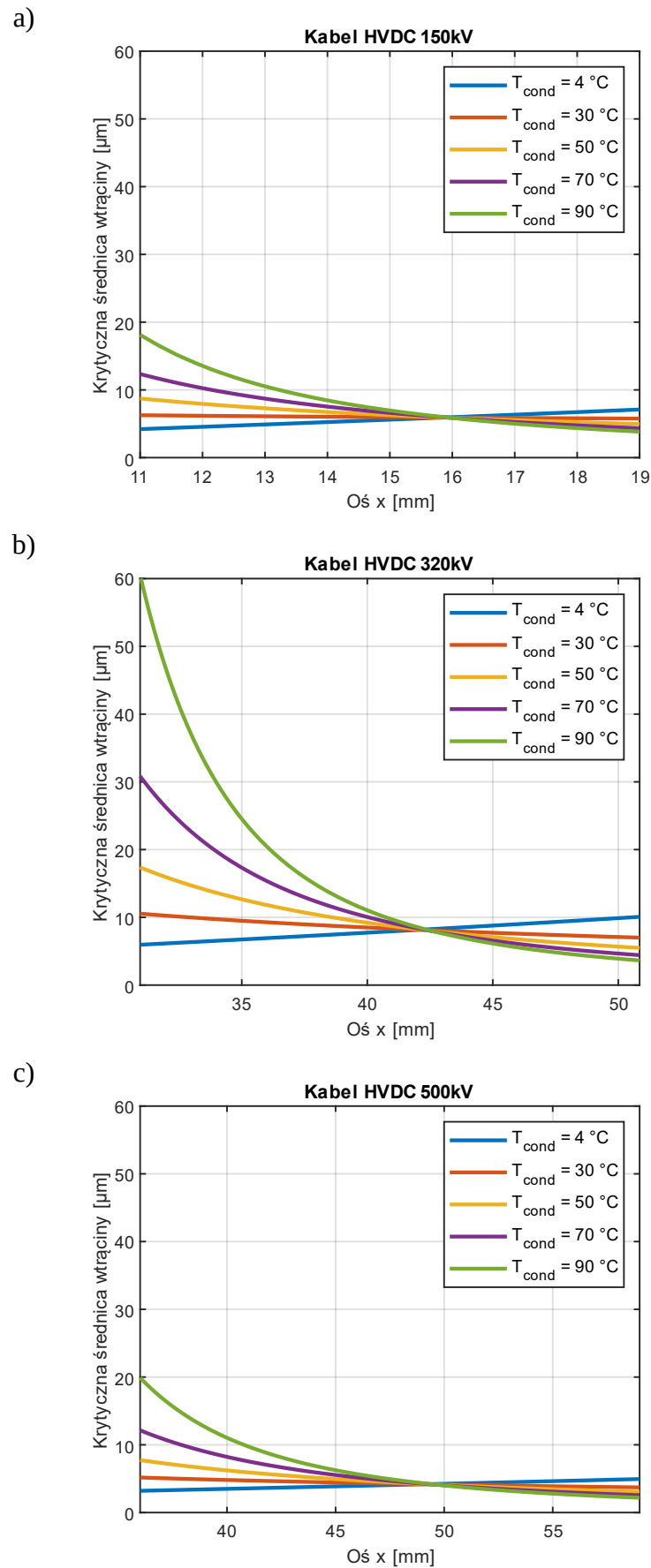
Wyniki wyznaczonych średnic krytycznych d_{cr} (Rys. 7.11) wskazują, że dla kabli 150 kV i 500 kV w pełnym zakresie analizowanych temperatur są one mniejsze niż $20\text{ }\mu\text{m}$, a dla kabla 320 kV tylko dla najwyższych temperatur i współrzędnej x w pobliżu żyły kabla są większe od tej wartości. Trzy dekady temu wielkość wtrąciny gazowej wynosząca $20\text{ }\mu\text{m}$ była poziomem kontroli jakości tego typu defektów w izolacji *XLPE* kabli 500 kV [145]. Analizy czasu życia izolacji *XLPE* wykazały jednak, że szacowane rozmiary krytyczne mikrostrukturalnych defektów są o jeden rząd wielkości mniejsze [182, 186, 187]. Należy jednak mieć na uwadze, że

uszkodzenia usieciowanej struktury *XLPE* na granicy mikrodefekt – polimer, spowodowane działaniem „gorących” elektronów (ang. *effective hot electrons*) może w warunkach silnego naprężenia polowego doprowadzić do zapoczątkowania procesu drzewienia elektrycznego i w efekcie skrócić żywotność izolacji [182, 187]. Z przeprowadzonych symulacji numerycznych wynika, że dla kabli 150 kV i 500 kV w szerokim zakresie współrzędnych x oraz dla kabla 320 kV w węższym zakresie, inicjacja wyładowań niezupełnych może nastąpić we wtrącinach o wymiarach kilku mikrometrów, poniżej 10 μm i mniejszych (ok. 2 μm).

Porównanie wyników dla wszystkich trzech kabli pokazuje, że parametry konstrukcyjne, elektryczne oraz termiczne, a także geometria kabla mają istotny wpływ na rozmiar krytyczny wtrącin gazowych. Kabel 320 kV o bardziej konserwatywnej konstrukcji charakteryzuje się nieco niższym natężeniem pola elektrycznego, niż pozostałe dwa kable (Rys. 7.4 i Rys. 7.5). Z tego powodu oraz ze względu na rozkład temperatury powstający w izolacji obciążonego kabla (Rys. 7.2), skutkuje to większymi wartościami rozmiaru krytycznego d_{cr} dla tego kabla.

Z punktu widzenia oceny poprawności i dokładności wyników symulacji przeprowadzanych w programie COMSOL, zmniejszenie wielkości wtrącin gazowych prowadzi do znacznego wzrostu złożoności numerycznej całego modelu i czasochłonności obliczeń. Analiza z wysoką rozdzielczością (zarówno geometryczną, jak i czasową) przebiegów impulsów wyładowań niezupełnych, generowanych we wtrącinach o rozmiarach rzędu pojedynczych mikrometrów, przy uwzględnieniu pełnej geometrii kabla *HVDC*, wymaga zastosowania jednostki komputerowej o bardzo dużej mocy obliczeniowej oraz wystarczającej pamięci dla analizy szczegółowej siatki obliczeniowej rozbudowanego modelu kabla.

Jeżeli w temperaturowo ustabilizowanym modelu izolacji kabla z inkluzją gazową nie są spełnione warunki niezbędne do zapoczątkowania procesu wyładowań, rozpatrywany problem polowy ma charakter statyczny. Obecność aktywnej wtrąciny w izolacji (tj. takiej, w której spełnione są warunki powstawania wyładowań niezupełnych) sprawia, że modelowanie jest problemem dynamicznym. Powstawanie impulsów *wnz* w inkluzji uwarunkowane jest wartością E_{inc} , której przekroczenie powoduje inicjację wyładowania. W ten sposób inicjowane jest zmienne w czasie zaburzenie lokalnego pola elektrycznego we wtrącinie i w otaczającym ją dielektryku. W modelach obwodowych odpowiada to krótkotrwałemu rozładowaniu pojemności elektrycznej wtrąciny gazowej, a następnie powolnemu procesowi jej ładowania w obwodzie o długiej stałej czasowej. Parametry elementów schematu zastępczego układu izolacyjnego z wewnętrzną inkluzją gazową zależą od wartości parametrów materiałowych (stała dielektryczna oraz rezystywność/przewodność), które z kolei uzależnione są od temperatury i pola elektrycznego [72, 83, 204, 211]. Ładunek wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych przy „czystym” (pozbawionym tętnień) napięciu stałym ma niewielką zmienność, w porównaniu z wyładowaniami niezupełnymi przy napięciu przemiennym. Gdy występują tętnienia napięcia stałego, wówczas rozproszenie ładunków *wnz* będzie większe, ze względu na wpływ statystycznie zmiennego czasu opóźnienia zapłonu *wnz*.



Rys. 7.11 Szacowana krytyczna średnica sferycznej inkluzji gazowej d_{cr} w funkcji współrzędnej x , przy temperaturach żyły kabla 4°C, 30°C, 50°C, 70°C i 90°C dla: a) kabla HVDC 150 kV; b) kabla HVDC 320 kV; c) kabla HVDC 500 kV

Dla numerycznych modeli kabli HVDC, zrealizowanych i analizowanych poprzez połączenie możliwości funkcjonalnych oprogramowania Matlab oraz COMSOL Multiphysics, określono sekwencje impulsów wyladowań niezupełnych generowanych w zdefiniowanych geometrycznie (rozmiar i położenie) inkluzjach gazowych. Biorąc pod uwagę zmienny charakter rozkładu pola E w izolacji kabla HVDC, na jego promieniu, oraz obecność punktu o współrzędnej x_c , dla którego pole E jest prawie zawsze jednakowe (Rys. 7.5), objętość izolacji można podzielić na dwie strefy:

- Strefa I, bliżej żyły kabla, ograniczona promieniami x_{min} oraz x_c ,
- Strefa II, bliżej ekranu zewnętrznego, ograniczona promieniami x_c oraz x_{max} .

Współczynnik określający stosunek objętości izolacji kabla w Strefie II do izolacji w Strefie I określa wzór:

$$k_v = 100 \cdot \frac{V_{SI}}{V_{SII}} = 100 \cdot \frac{x_{max}^2 - x_c^2}{x_c^2 - x_{min}^2} [\%] \quad (7.3)$$

gdzie:

- | | | |
|-----------|---|--|
| k_v | – | współczynnik objętości, %; |
| V_{SI} | – | objętość izolacji Strefy I, mm ³ ; |
| V_{SII} | – | objętość izolacji Strefy II, mm ³ ; |
| x_{min} | – | promień wewnętrzny izolacji, mm; |
| x_{max} | – | promień zewnętrzny izolacji, mm; |
| x_c | – | promień izolacji, dla którego pole E jest stałe, mm. |

Dla trzech analizowanych modeli kabli (150 kV, 320 kV i 500 kV) wartości k_v wynoszą odpowiednio 138%, 130% i 132%. Zakładając, że rozkład defektów gazowych w izolacji kabla jest równomierny (jednorodny), można uznać, że ponad 40% wtrącin gazowych narażonych jest na warunki charakterystyczne dla Strefy I, a prawie 60% na warunki panujące w Strefie II.

W zasilonym, ale nieobciążonym kablu HVDC rozkład pola E jest „normalny”, tzn. jest on podobny do rozkładu w kablu prądu przemiennego AC. Największe wartości natężenia pola E występują wówczas przy wewnętrznym promieniu izolacji x_{min} . Jest to przyczyną krótszego średniego odstępu czasu pomiędzy kolejnymi impulsami wyladowań niezupełnych Δt_{avg} w inkluzjach znajdujących się w pobliżu żyły kabla (Rys. 7.10 i Tabela 7.9, temperatura przewodu 4°C). Podwyższenie temperatury żyły i zmiana rozkładu temperatury na promieniu kabla powodują „odwrócenie” rozkładu pola E (Rys. 7.4, Rys. 7.5). W efekcie, zmieniają się złożone sprzężone parametry elektro-termiczne w obu wyróżnionych strefach, wpływając na warunki powstawania wyladowań niezupełnych we wtrącinach gazowych. Wzrost temperatury gazu powoduje także wzrost natężenia iniepcji w_{nz} , a co za tym idzie wzrost ładunku wyladowań niezupełnych. Efekt ten jest bardziej wyraźny w obszarze w pobliżu żyły kabla (Rys. 7.10 i Tabela 7.9). Jednocześnie na skutek znacznego wzrostu przewodności elektrycznej wzrasta w efekcie częstość powtarzania w_{nz} , szczególnie w źródłach zlokalizowanych

w obszarach o najwyższej temperaturze, tj. w I strefie, w pobliżu żyły kabla. Podobny efekt zmiany parametrów sekwencji czasowej impulsów wyładowań niezupełnych uzyskano także w innych badaniach, opartych na modelowaniu polowym wtrącin gazowych w izolacji *XLPE* kabli *HVDC* [106, 107]. W badaniach tych nie analizowano jednak wpływu położenia defektu w izolacji na sekwencje czasowe wyładowań.

Na podstawie wyników wykonanych symulacji numerycznych jest wyraźnie widoczne, że czynnikiem zwiększającym częstotliwość powtarzania wyładowań jest także podwyższona wartość natężenia pola E . Dla obciążonego kabla *HVDC* natężenie pola elektrycznego osiąga najwyższe wartości w Strefie II, szczególnie w obszarze przyległym do zewnętrznego ekranu półprzewodzącego na izolacji. Czynniki powodujące wzrost częstości powtarzania impulsów wyładowań niezupełnych, czyli wzrost przewodności elektrycznej oraz wzrost natężenia pola E , występują w kablu jednocześnie, jednak w nagrzanej izolacji kabla ich rozkłady promieniowe są wzajemnie odwrotne. Z tego powodu obserwowany efekt zwiększenia częstotliwości impulsów wyładowań niezupełnych w kablu *HVDC* jest wynikiem synergicznego działania obu tych czynników, każdego z nich w innym stopniu.

W tabeli 7.10 [195] zestawiono najważniejsze wnioski i zależności, wynikające z przeprowadzonych analiz wyników numerycznych symulacji polowych. Dotyczą one z jednej strony warunków powstawania wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych zlokalizowanych w izolacji kabla, na jego promieniu, a z drugiej strony odnoszą się do charakterystyk generowanych sekwencji czasowych impulsów wnz w obu wyróżnionych strefach izolacji *XLPE* kabla *HVDC* (Strefa I i Strefa II).

Tabela 7.10 Charakterystyka warunków powstawania wnz w izolacji kabla HVDC [195]

Strefa	Kabel nieobciążony ('zimny')	Kabel obciążony ('ciepły')
Strefa I	Temperatura izolacji równa temperaturze otoczenia.	Wysoka temperatura izolacji, najwyższa przy żyły kabla.
	Bardzo niska przewodność elektryczna materiału izolacyjnego.	Wzrost przewodności elektrycznej materiału izolacyjnego, najwyższa wartość w pobliżu wewnętrznego promienia izolacji.
	Bardzo duże natężenie pola elektrycznego, najwyższe w pobliżu wewnętrznego promienia izolacji (jak w kablu AC).	Redukcja natężenia pola elektrycznego, najniższe pole w pobliżu wewnętrznego promienia izolacji.
	Bardzo niska częstość impulsów wnz, jednak dla wtrącin o identycznych parametrach, wyższa niż w Strefie II (wpływ większego natężenia pola E).	Znacząco większa częstość impulsów wnz (kilkadziesiąt razy w porównaniu do kabla „zimnego”), w wyniku łącznego działania wyższej temperatury i zwiększonego natężenia pola E .
	Ładunki wnz jak w Strefie II, z niewielkim rozrzutem wartości. W przypadku tętnienia napięcia stałego występuje większa zmienność amplitudy impulsów ze względu na wpływ czasu opóźnienia zapłonu.	Wzrost ładunku impulsów wnz (kilkanaście procent), spowodowany wzrostem E_{inc} , na skutek wyższego ciśnienia gazu w zamkniętej objętości wtrąciny.
Strefa II	Ze względu na większe natężenie pola elektrycznego, aktywne mogą być także źródła wyladowań niezupełnych o mniejszym rozmiarze krytycznym, niż w Strefie II.	Wzrost temperatury żyły kabla zwiększa rozmiar krytyczny wtrącin zlokalizowanych w pobliżu żyły kabla
	Temperatura izolacji równa temperaturze otoczenia.	Podwyższona temperatura izolacji, najniższa na zewnętrznym promieniu izolacji.
	Bardzo niska przewodność elektryczna materiału izolacyjnego.	Wyższa przewodność elektryczna materiału izolacyjnego, ale niższa niż w Strefie I; najniższa wartość na zewnętrznym promieniu izolacji.
	Natężenie pola elektrycznego niższe niż w Strefie I, najniższe w pobliżu zewnętrznego promienia izolacji (jak w kablu AC).	Bardzo wysokie natężenie pola elektrycznego, najwyższe w pobliżu zewnętrznego promienia izolacji.
	Bardzo niska częstość impulsów wnz	Znacząco większa częstość impulsów wnz (kilkadziesiąt razy w porównaniu do kabla „zimnego”), w wyniku łącznego działania wyższej temperatury i zwiększonego natężenia pola E .
	Ładunki wnz jak w Strefie I, z niewielkim rozrzutem wartości. W przypadku tętnienia napięcia stałego występuje większa zmienność amplitudy impulsów ze względu na wpływ czasu opóźnienia zapłonu.	Wzrost ładunku impulsów wnz (kilka procent), spowodowany wzrostem E_{inc} , na skutek wyższego ciśnienia gazu w zamkniętej objętości wtrąciny.
	Krytyczny rozmiar inkluzji gazowej nieco większy niż w Strefie I.	Rozmiar krytyczny wtrąciny gazowej może być znacznie mniejszy niż w Strefie I (w zależności od temperatury żyły kabla)

Podsumowanie i wnioski

Podstawowym tematem, będącym przedmiotem badań i rozważań opisanych w rozprawie, była analiza warunków powstawania wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych, znajdujących się w układzie izolacyjnym wykonanym z dielektryków stałych. Problem ten dotyka w praktyce konstrukcji wszystkich wysokonapięciowych urządzeń elektroenergetycznych. Ze względu na destrukcyjne energetyczne oddziaływanie wyładowań niezupełnych na strukturę materiału izolacyjnego, a w szczególności dielektryków organicznych, w procesach technologicznych dąży się do ograniczenia liczby i rozmiarów defektów, które potencjalnie mogą stać się ich źródłami. Dla weryfikacji jakości tych procesów wykonuje się odpowiednie testy i badania laboratoryjne, ale również rozważa się teoretycznie wpływ określonych czynników i parametrów na tempo starzenia się izolacji. W tym aspekcie ważnym obszarem prac badawczych, prowadzonych w wielu ośrodkach naukowych jest modelowanie numeryczne powstawania i rozwoju wyładowań w defektach izolacji, w których stara się uwzględnić złożoność zjawisk i procesów fizykalnych temu towarzyszących.

W trakcie realizacji programu badań, stosując symulacje numeryczne oraz weryfikujące je pomiary laboratoryjne na modelach fizycznych, rozważano wpływ wybranych parametrów fizykalnych oraz napięcia probierczego na parametry statystyczne zbiorów impulsów wyładowań niezupełnych, powstających w defektach o znanych parametrach. Symulacje te dotyczyły różnych, sferycznych, elipsoidalnych i cylindrycznych defektów gazowych, umieszczonych w układach o jednorodnym lub niejednorodnym rozkładzie pola elektrycznego E . Cały zakres badań był podzielony na kilka etapów, których kolejność ma swoje uzasadnienie merytoryczne.

1. Na podstawie wyników symulacji rozkładów natężenia pola elektrycznego E w dwóch modelowych układach izolacyjnych:
 - układzie z równoległymi elektrodami płaskimi, o polu jednorodnym;
 - układzie elektrod koncentrycznych, odwzorowujących niejednorodne pole elektryczne w izolacji kabla napięcia przemiennego AC;

analizowano wpływ wybranych parametrów, mających wpływ na wartość natężenia tego pola:

- wartości napięcia probierczego;
- przenikalności elektrycznej dielektryka stałego;
- kształtu inkluzji gazowej (inkluzje sferyczne lub elipsoidalne o różnej orientacji osi głównej względem linii pola E);
- rozmiarów geometrycznych inkluzji gazowej;
- lokalizacji inkluzji gazowej w dielektryku stałym;

na wartość współczynnika wzmocnienia pola elektrycznego wewnątrz inkluzji.

Wykazano, że zarówno w układzie elektrod płaskich jak i w układzie koncentrycznym, przypadkiem najmniej korzystnym, ze względu na wyraźny wzrost wartości natężenia pola E , jest inkluzja płaska, zorientowana główną osią prostopadle do linii pola elektrycznego, umieszczona w dielektrykach o wyższej wartości stałej dielektrycznej, w układzie izolacyjnym o projektowej wysokiej wartości natężenia pola elektrycznego. Ponadto, co było do przewidzenia, dla układu izolacyjnego kabla z niejednorodnym polem AC, inkluzje położone bliżej żyły kabla są bardziej narażone na powstawanie i wyższą intensywność wyładowań niezupełnych.

2. Dla kilku układów znormalizowanych elektrod pomiarowych IEC oraz ASTM, stosowanych w badaniach wytrzymałości elektrycznej próbek materiałów dielektrycznych, dokonano analizy i porównania warunków polowych panujących w inkluzjach sferycznych zlokalizowanych pomiędzy elektrodami, w polu jednorodnym, oraz przy krawędzi elektrod, w obszarze zaburzenia rozkładu pola elektrycznego. Wyniki analiz wykazały możliwość nawet ok. 25% wzrostu natężenia pola E we wtrącinach znajdujących się w pobliżu krawędzi elektrod. Zakładając jednorodny rozkład mikrodefektów gazowych w objętości materiału izolacyjnego, oznacza to że w obszarach bliskich promieniowi styku elektrody pomiarowej z dielektrykiem występuje większe prawdopodobieństwo inicjacji wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych rozproszonych w materiale izolacyjnym. Jest to powód, dla którego w pomiarach laboratoryjnych *wnz* w płaskich próbkach modelowych należy używać elektrod o odpowiednio wyprofilowanych krawędziach, które zmniejszą efekt lokalnego podwyższenia wartości pola E .
3. Istotną częścią wykonanych badań było przeprowadzenie analiz porównawczych obrazów fazowo-rozdzielczych φ - q - n uzyskanych podczas pomiarów na fizycznych modelach laboratoryjnych cylindrycznych inkluzji gazowych w dielektryku z odpowiadającymi im obrazami uzyskanymi podczas symulacji polowych, wykonanych na adekwatnych geometrycznie i materiałowo modelach numerycznych. W tym celu opracowano algorytm symulacji *wnz* w dziedzinie czasu, zaimplementowany w środowisku programu COMSOL Multiphysics, sterowany z programu Matlab. Otrzymano dzięki temu narzędzie, które pozwoliło nie tylko uzyskiwać sekwencje czasowe impulsów *wnz*, ale również akumulować je w macierzy φ - q o tym samym rozmiarze, jaki ma macierz wynikowa, otrzymywana w systemie do pomiaru *wnz* ICMsystem (Power Diagnostix GmbH). Opracowany model polowy i algorytm

przetwarzania danych pozwoliły też na wyznaczenie podstawowych parametrów fizycznych i statystycznych dla impulsów *wnz* oraz ich zbiorów. Wyniki analiz wskazują, że wyniki otrzymane na podstawie modelu symulacyjnego posiadają dobrą zgodność jakościową oraz zadowalającą zgodność ilościową z wynikami pomiarowymi. Na podstawie pomiarów i symulacji numerycznych, stwierdzono, że:

- Zwiększenie wartości napięcia probierczego U_p powoduje wzrost pola we wtrącinie E_{void} , nie powoduje natomiast zmian natężenia zapłonu E_{inc} oraz napięcia początkowego wyładowań U_0 . Skutkuje to wzrostem liczby wyładowań N oraz ich ładunku Q . Zmienia się wówczas również faza początkowa wyładowań φ_{inc} , skutkując przesunięciem kąta początkowego *wnz* ku mniejszym wartościom, z jednoczesnym rozszerzeniem się zakresu fazowego wyładowań $\Delta\varphi$;
- Zmiany częstotliwości f napięcia probierczego powodują zmiany w rozkładzie natężenia pola elektrycznego w poszczególnych warstwach analizowanego modelu. Wzrost częstotliwości powodował obniżenie wartości stałej dielektrycznej szkła, co skutkowało obniżeniem natężenia pola w inkluzji E_{void} i w efekcie prowadziło do podwyższenia wartości napięcia początkowego wyładowań U_0 . Podwyższenie częstotliwości, powoduje wzrost liczby okresów napięcia AC w obserwowanym czasie (60 s), co skutkowało zwiększeniem całkowitej liczby impulsów N_{total} oraz całkowitego ładunku wyładowań Q_{total} . Obniżenie częstotliwości f napięcia probierczego powodowało efekty odwrotne od przedstawionych.
- Kształt i wymiary geometryczne inkluzji gazowej mają wyraźny wpływ na warunki powstawania *wnz*, a co za tym idzie również na ich parametry.
 - Zwiększenie średnicy inkluzji cylindrycznej przekłada się na wyższe pole w jej wnętrzu, przy niezmienną się wartości natężenia zapłonu. Powoduje to obniżenie wartości napięcia początkowego wyładowań U_0 oraz wzrost wartości dwóch istotnych parametrów wyładowań, ich liczby i ładunku.
 - Zwiększenie grubości wtrąciny cylindrycznej powoduje obniżenie zarówno natężenia pola elektrycznego we wtrącinie E_{void} , jak i natężenia zapłonu E_{inc} , co w efekcie obniża napięcie początkowe wyładowań U_0 oraz podwyższa ładunki wyładowań.
- Przy wyższych napięciach, powodujących wzrost intensywności *wnz*, dochodzi do podwyższenia temperatury gazu w zamkniętej inkluzji o stałej objętości, a więc również do wzrostu jego ciśnienia. Może to w efekcie skutkować podwyższeniem napięcia zapłonu *wnz* i w konsekwencji czasowego wygaszenia wyładowań.
- Analizując wyniki badań zauważono, że dla modelowych inkluzji sferycznych o mniejszych średnicach d_r , liczba dodatnich lub ujemnych impulsów *wnz* półokres napięcia $N/półokres$ oraz wartość średnia ładunku wyładowań Q_{avg} uzyskana w pomiarach posiada większą zgodność z wynikami symulacji numerycznych, niż ma to miejsce dla inkluzji o większych średnicach. Ponadto, analizując dane pomiarowe stwierdzono, że przy wzroście średnicy inkluzji następuje zwiększenie liczby impulsów *wnz* na $\frac{1}{2}$ okresu napięcia oraz jednoczesny spadek wartości średniej ładunku wyładowań Q_{avg} , w porównaniu do wyników symulacji. Wartości ładunku całkowitego (a więc iloczynu N i Q_{avg}) otrzymanego w pomiarach oraz jako efekt symulacji zachowują swoje wzajemne relacje

przy zmieniającej się średnicy inkluzji. Interpretacja fizykalna, które wyjaśnia to zjawisko jest taka, że w inkluzji płaskiej (o stosunkowo dużej powierzchni, w stosunku do jej grubości), ładunek w niej zgromadzony nie przepływa podczas jednego impulsu *wnz*, ale jest dzielony na kilka wyładowań. Na podstawie źródeł literaturowych można przypuszczać, że wyładowania te mogą zachodzić w kilku niezależnych kanałach wyładowczych, których zasięg zbierania ładunku jest ograniczony jedynie do pewnej części powierzchni przeciwległych ścian inkluzji. Liczba wyładowań i ich średni ładunek, zależą wówczas od liczby i powierzchni zbierania ładunku powstających kanałów wyładowczych. Im powierzchnia inkluzji jest większa w stosunku do jej grubości, tym całkowity ładunek wyładowań przepływa przez większej liczby kanałów. Efekt ten będzie się zapewne silniej uwydatniał w rozległych delaminacjach izolacji warstwowej, np. prętów uzwojeń maszyn elektrycznych wirujących.

4. Długoterminowa niezawodność kabli *HVDC* jest ściśle związana z technologią ich wytwarzania, w szczególności z jakością wytwarzania warstw ekranów półprzewodzących oraz izolacji głównej. Determinuje to obecność i rozmiary defektów mających postać inkluzji gazowych zamkniętych w materiale izolacyjnym. Rozkład natężenia pola elektrycznego w kablach *DC*, w stanie ustalonym, a więc podczas normalnej pracy, jest warunkowany przewodnością elektryczną dielektryka, która jest silnie zależna od temperatury oraz od natężenia pola *E*. Dzięki opracowaniu modelu numerycznego kabla *HVDC* z izolacją z polietylenu sieciowanego *XLPE*, implementującego sprzężoną analizę elektro-termiczną w programie COMSOL, badano wpływ napięcia, geometrii kabla oraz temperatury żyły (warunkującej parametry pola temperatury w izolacji kabla) na rozkład natężenia pola elektrycznego w jego izolacji, dla 3 konstrukcji kabli. Następnie, określono wartości współczynnika wzmocnienia pola w sferycznych inkluzjach gazowych zlokalizowanych na promieniu w izolacji każdego z kabli oraz, stosując ponownie współpracę programu Matlab z programem COMSOL, wygenerowano sekwencje czasowe impulsów *wnz*, zmieniając wymienione parametry modelu oraz położenie inkluzji na promieniu każdego z analizowanych modeli kabla. Na tej podstawie można wyciągnąć następujące wnioski:

- Stopień obciążenia kabla, czyli w efekcie - temperatura żyły, oraz zewnętrzne warunki jego chłodzenia mają zasadniczy wpływ na powstający w izolacji kabla gradient temperatury na promieniu kabla.
- Zmiana temperatury *XLPE* powoduje zmianę jego przewodności/rezystywności. Obszar izolacji, w którym panuje wyższa temperatura, charakteryzuje się wyraźnie wyższą przewodnością, a więc niższą rezystywnością.
- Zmiana rezystywności *XLPE* skutkuje modyfikacją natężenia pola *E* na promieniu kabla *HVDC*. Przy rosnącym gradiencie temperatury w izolacji kabla możliwe jest zjawisko inwersji rozkładu pola elektrycznego na promieniu kabla. Wówczas natężenie pola *E* ma wyższą wartość w zewnętrznych warstwach izolacji aniżeli w obszarze przy żyłach kablowej.
- Aktualne (chwilowe) natężenie pola *E* oraz natężenie pola zapłonu *wnz* E_{inc} w inkluzjach gazowych, w izolacji kabla, są zależne od warunków otoczenia. Z tego powodu powsta-

wanie wyładowań oraz ich parametry, w tym intensywność zależą od wielu współzależnych czynników (Tabela 7.10). Pole temperatury występujące w izolacji *XLPE* obciążonego kabla *HVDC* w istotnym stopniu modyfikuje parametry impulsów wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych.

- Wzrost temperatury izolacji powoduje wzrost wartości ładunku impulsów wyładowań niezupełnych generowanych w inkluzji gazowej oraz skrócenie odstępów czasu pomiędzy kolejnymi impulsami *wnz*. Oznacza to wzrost energii wydzielanej w inkluzjach gazowych w efekcie działania wyładowań, co jest niekorzystne z punktu widzenia rozwoju procesów destrukcyjnych w strukturze izolacji polimerowej.
- Uwzględniając analizowane czynniki fizyczne, warunkujące powstawanie wyładowań w sferycznych inkluzjach gazowych, w izolacji *XLPE* modelowanych kabli *HVDC*, oszacowano dla nich rozmiary krytyczne inkluzji gazowych, dla pracy przy napięciu znamionowym, dla różnych temperatur żyły kablowej (*rozmiar krytyczny* - minimalny rozmiar wtrąciny gazowej w izolacji, dla której w określonych warunkach spełnione jest kryterium polowe inicjacji *wnz*). Efektem tego oszacowania są dane zawarte na wykresach przedstawionych na rysunku 7.11.

Biorąc pod uwagę całość wniosków wynikających z przeprowadzonego programu badań można uznać, że osiągnięty został jej cel, a także udowodniona została postawiona przez autora teza rozprawy. Wykonane symulacje numeryczne pozwalają lepiej interpretować i rozumieć wpływ poszczególnych czynników warunkujących powstawanie *wnz* w inkluzjach gazowych na ich parametry. W szczególności, wyniki pomiarów na modelach fizycznych, dla inkluzji o dużej powierzchni, odniesione do wyników symulacji numerycznych, pozwoliły na sformułowanie wniosku o podziale ładunku zgromadzonego w inkluzji na kilka niezależnych impulsów wyładowań niezupełnych.

Prace związane z tematyką badań przedstawionych w rozprawie oraz nabyta wiedza i umiejętności zostały wykorzystane podczas przygotowania kilku publikacji konferencyjnych oraz artykułów w czasopiśmie naukowych [77, 193, 194, 195, 291, 292, 293], a opracowane dla analizy sprzężonych pól elektro-termicznych procedury symulacyjne zostały zastosowane również dla analizy procesów transportu nanocząstek w procesie elektroforetycznej modyfikacji właściwości dielektrycznych nanokompozytów epoksydowych [43].

Niniejsza rozprawa swoim zakresem nie wyczerpuje tematyki badań związanych z zastosowaniem numerycznych metod symulacyjnych dla analizy powstawania i rozwoju wyładowań niezupełnych. Dalsze prowadzone i planowane badania autora w tym kierunku obejmują:

- 1) Analizę wpływu temperatury żyły kablowej na powstawanie i parametry impulsów wyładowań niezupełnych w inkluzjach gazowych, w izolacji kabli AC.
- 2) Rozwinięcie badań dotyczących wpływu geometrii elektrod na rozkład i wartości natężenia pola elektrycznego na ich krawędziach i w izolacji, w kontekście inicjowania rozwoju wyładowań niezupełnych.

- 3) Dalszy rozwój opracowanego modelu polowego *wnz* w programach Matlab i COMSOL, który będzie uwzględniał występowanie podziału ładunku zgromadzonego w rozległej inkluzji płaskiej na wyładowania w wielu kanałach oraz przy różnych kształtach napięcia probierczego.
- 4) Rozwój modelu *wnz* dla kabli *HVDC*, pozwalający na uwzględnienie wpływu ładunku przestrzennego w objętości izolacji oraz na powierzchniach granicznych, a także dla analizy *wnz* w takich układach dla stanów nieustalonych, wynikających np. z odwrócenia polarności napięcia (jak ma to miejsce w systemach przesyłowych *HVDC* typu *LCC*).

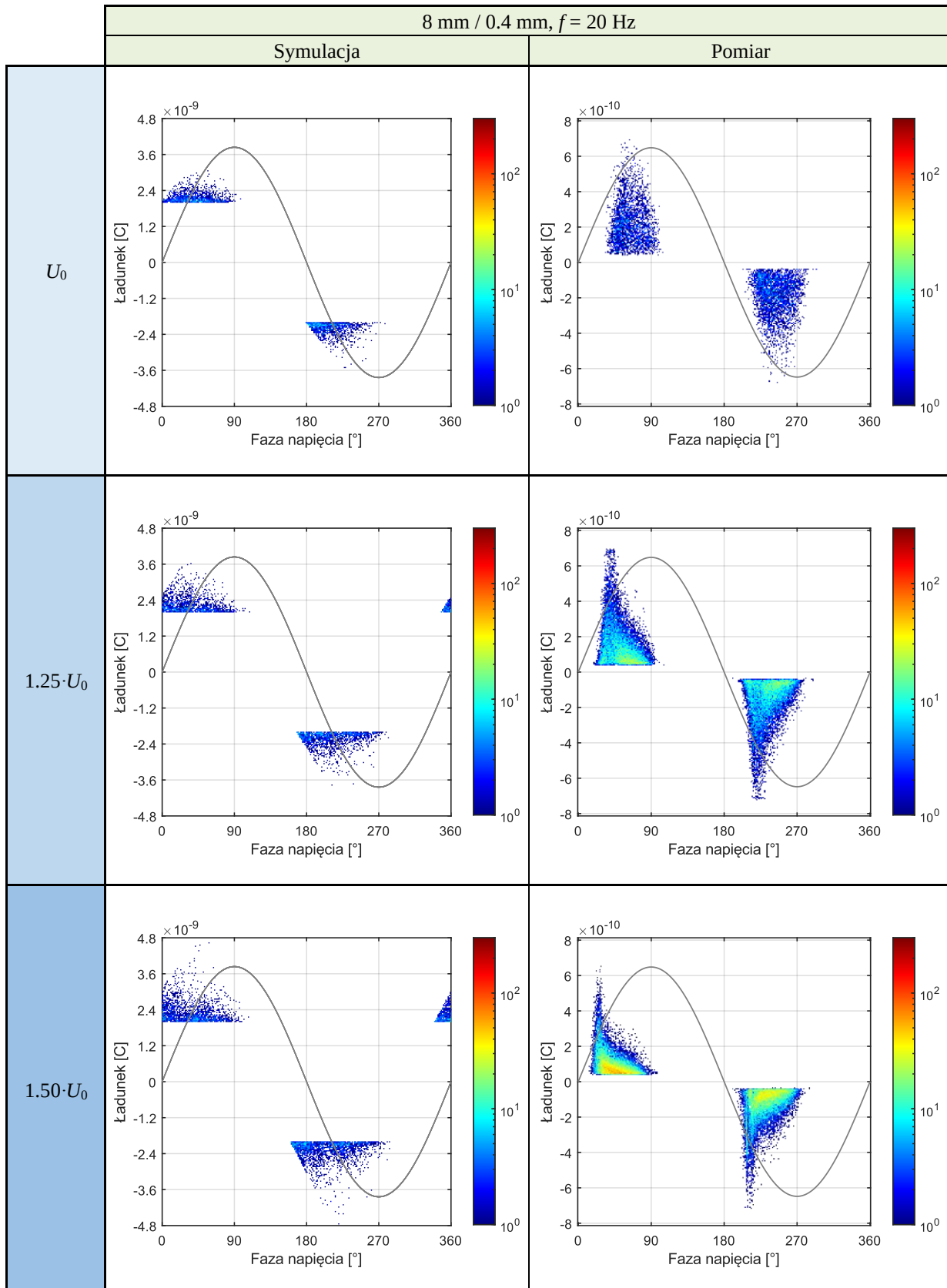
Załącznik A: Wyniki symulacji oraz pomiarów *wnz* przy napięciu AC

Tabela 0.1 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.4 mm

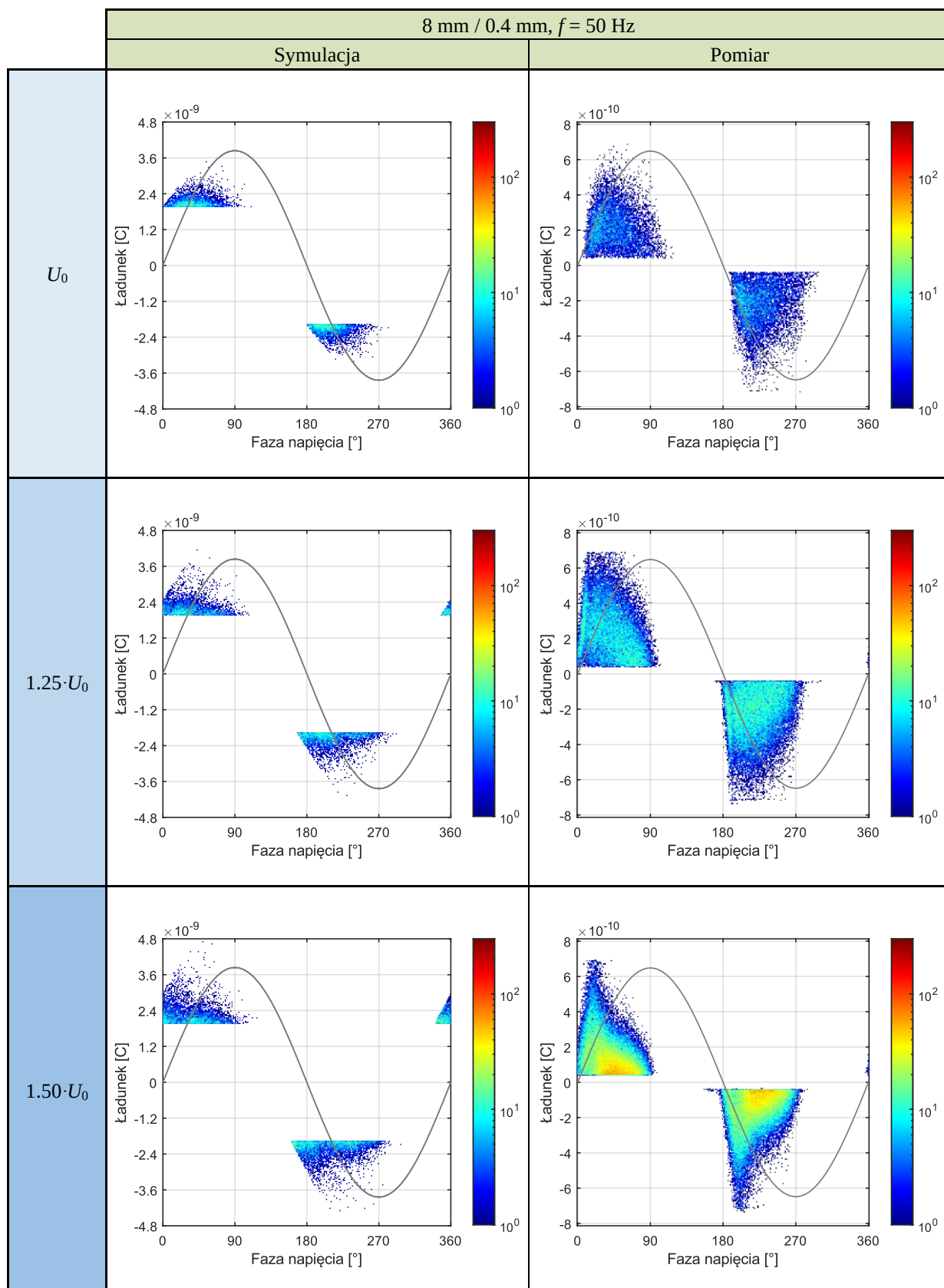
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	5.500	5.481	1.00	5.550	5.597	0.99	5.700	5.766	0.99
U_0 (RMS) [kV]	3.889	3.876	1.00	3.924	3.958	0.99	4.031	4.077	0.99
N^+	1198	2865	0.42	2998	8665	0.35	23991	43974	0.55
N^-	1202	3658	0.33	2998	9368	0.32	23993	53684	0.45
N	2400	6523	0.37	5996	18033	0.33	47984	97658	0.49
$N/póllokres$	1.000	2.718	0.37	0.999	3.006	0.33	1.000	2.035	0.49
Q_{avg} [C]	2.19E-09	2.03E-10	10.81	2.16E-09	2.26E-10	9.56	2.10E-09	1.59E-10	13.15
Q_{max} [C]	3.49E-09	6.88E-10	5.07	3.47E-09	7.14E-10	4.86	3.64E-09	7.08E-10	5.14
Q_{total} [C]	5.26E-06	1.32E-06	3.98	1.30E-05	4.08E-06	3.18	1.01E-04	1.56E-05	6.46
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	32/206	-	0/180	6/188	-	0/180	11/191	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	94/92	71/78	-	102/98	113/108	-	112/106	98/97	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	6.875	6.852	1.00	6.938	6.996	0.99	7.125	7.208	0.99
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	4.861	4.845	1.00	4.906	4.947	0.99	5.038	5.096	0.99
N^+	1667	11956	0.14	4008	26034	0.15	32435	229876	0.14
N^-	1681	12142	0.14	4012	30963	0.13	32426	218471	0.15
N	3348	24098	0.14	8020	56997	0.14	64861	448347	0.14
$N/póllokres$	1.395	10.041	0.14	1.337	9.500	0.14	1.351	9.341	0.14
Q_{avg} [C]	2.25E-09	1.60E-10	14.06	2.21E-09	2.40E-10	9.21	2.14E-09	1.47E-10	14.55
Q_{max} [C]	3.77E-09	7.20E-10	5.24	4.14E-09	7.33E-10	5.64	4.26E-09	7.33E-10	5.81
Q_{total} [C]	7.52E-06	3.85E-06	1.95	1.77E-05	1.37E-05	1.30	1.39E-04	6.61E-05	2.11
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-12/169	18/199	-	-12/168	-4/176	-	-	-3/179	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	126/111	81/81	-	120/120	107/106	-	-	102/102	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	8.250	8.222	1.00	8.325	8.396	0.99	8.550	8.649	0.99
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.834	5.814	1.00	5.887	5.937	0.99	6.046	6.116	0.99
N^+	2237	17083	0.13	5590	49363	0.11	44629	327942	0.14
N^-	2247	18330	0.12	5564	51096	0.11	44580	337350	0.13
N	4484	35413	0.13	11154	100459	0.11	89209	665292	0.13
$N/póllokres$	1.868	14.755	0.13	1.859	16.743	0.11	1.859	13.860	0.13
Q_{avg} [C]	2.31E-09	1.20E-10	19.22	2.26E-09	1.67E-10	13.56	2.19E-09	1.49E-10	14.69
Q_{max} [C]	5.32E-09	7.14E-10	7.45	4.70E-09	7.33E-10	6.41	5.44E-09	7.33E-10	7.43
Q_{total} [C]	1.04E-05	4.26E-06	2.43	2.52E-05	1.68E-05	1.51	1.96E-04	9.93E-05	1.97
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-20/161	14/195	-	-19/161	-6/174	-	-19/161	-6/176	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	123/123	82/83	-	131/124	102/103	-	133/131	103/102	-

$1.25 \cdot U_0$ / U_0	N	1.395	3.694	-	1.338	3.161	-	1.352	4.591	-
	Q_{avg}	1.026	0.789	-	1.021	1.060	-	1.023	0.925	-
	Q_{max}	1.081	1.047	-	1.193	1.027	-	1.169	1.035	-
	Q_{total}	1.431	2.914	-	1.365	3.350	-	1.383	4.245	-
$1.50 \cdot U_0$ / U_0	N	1.868	5.429	-	1.860	5.571	-	1.859	6.812	-
	Q_{avg}	1.055	0.593	-	1.045	0.737	-	1.046	0.937	-
	Q_{max}	1.524	1.038	-	1.356	1.027	-	1.495	1.035	-
	Q_{total}	1.971	3.222	-	1.944	4.106	-	1.946	6.380	-

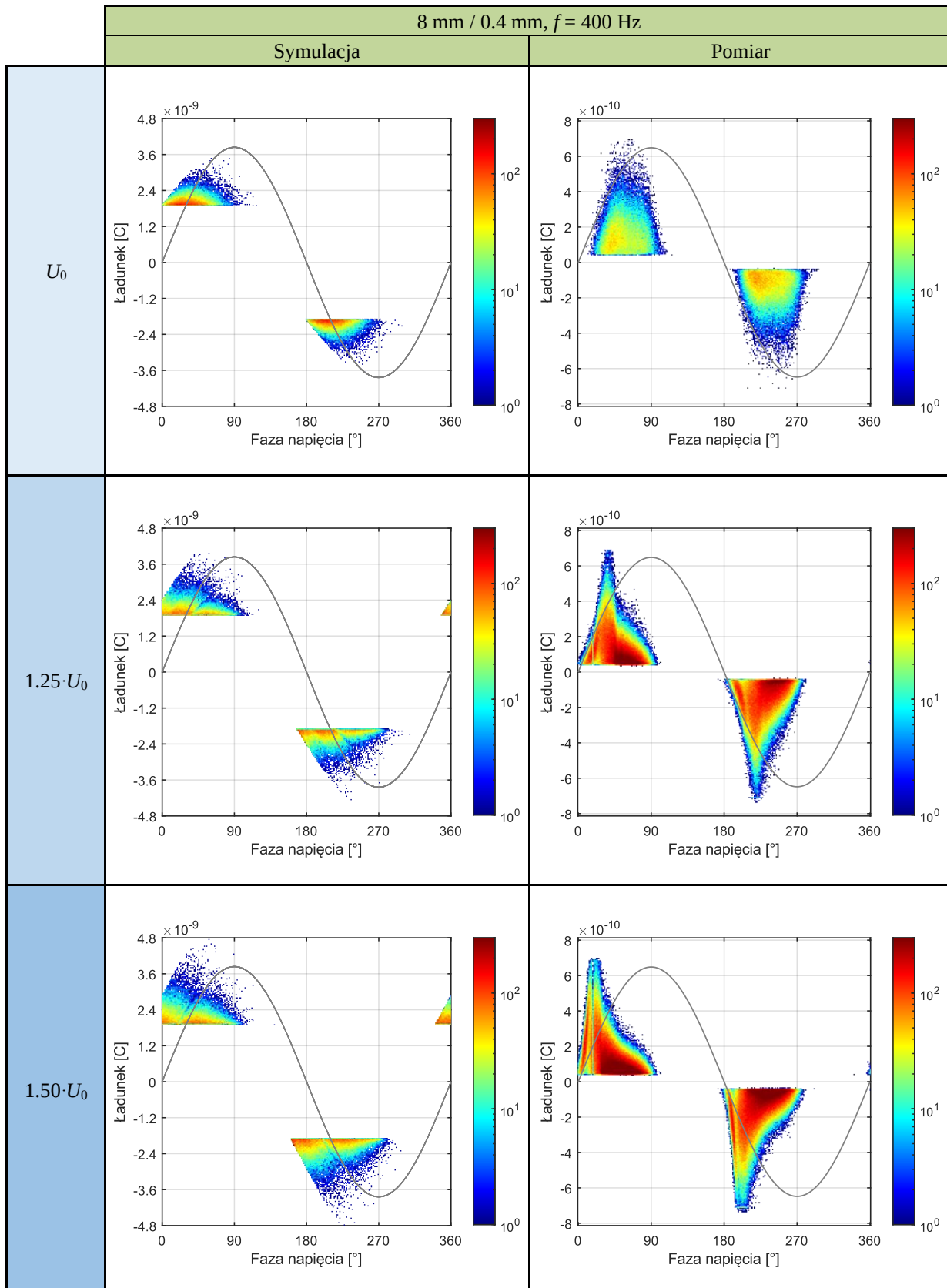
20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.991	0.979	1.027	1.030
0.991	0.979	1.027	1.030
0.400	0.331	8.002	5.075
0.401	0.390	8.003	5.731
0.400	0.362	8.003	5.416
1.001	0.904	1.000	0.677
1.013	0.895	0.969	0.704
1.007	0.964	1.050	0.992
0.405	0.324	7.753	3.814
-	-	-	-
-	-	-	-
0.991	0.979	1.027	1.030
0.991	0.979	1.027	1.030
0.416	0.459	8.093	8.830
0.419	0.392	8.082	7.056
0.417	0.423	8.087	7.866
1.044	1.057	1.011	0.983
1.017	0.666	0.971	0.615
0.912	0.982	1.029	1.000
0.425	0.282	7.853	4.834
-	-	-	-
-	-	-	-
0.991	0.979	1.027	1.030
0.991	0.979	1.027	1.030
0.400	0.346	7.984	6.643
0.404	0.359	8.012	6.602
0.402	0.353	7.998	6.623
1.005	0.881	1.000	0.828
1.022	0.721	0.970	0.895
1.132	0.974	1.158	1.000
0.411	0.254	7.758	5.928
-	-	-	-
-	-	-	-



Rys. 0.1 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.4 mm



Rys. 0.2 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.4 mm



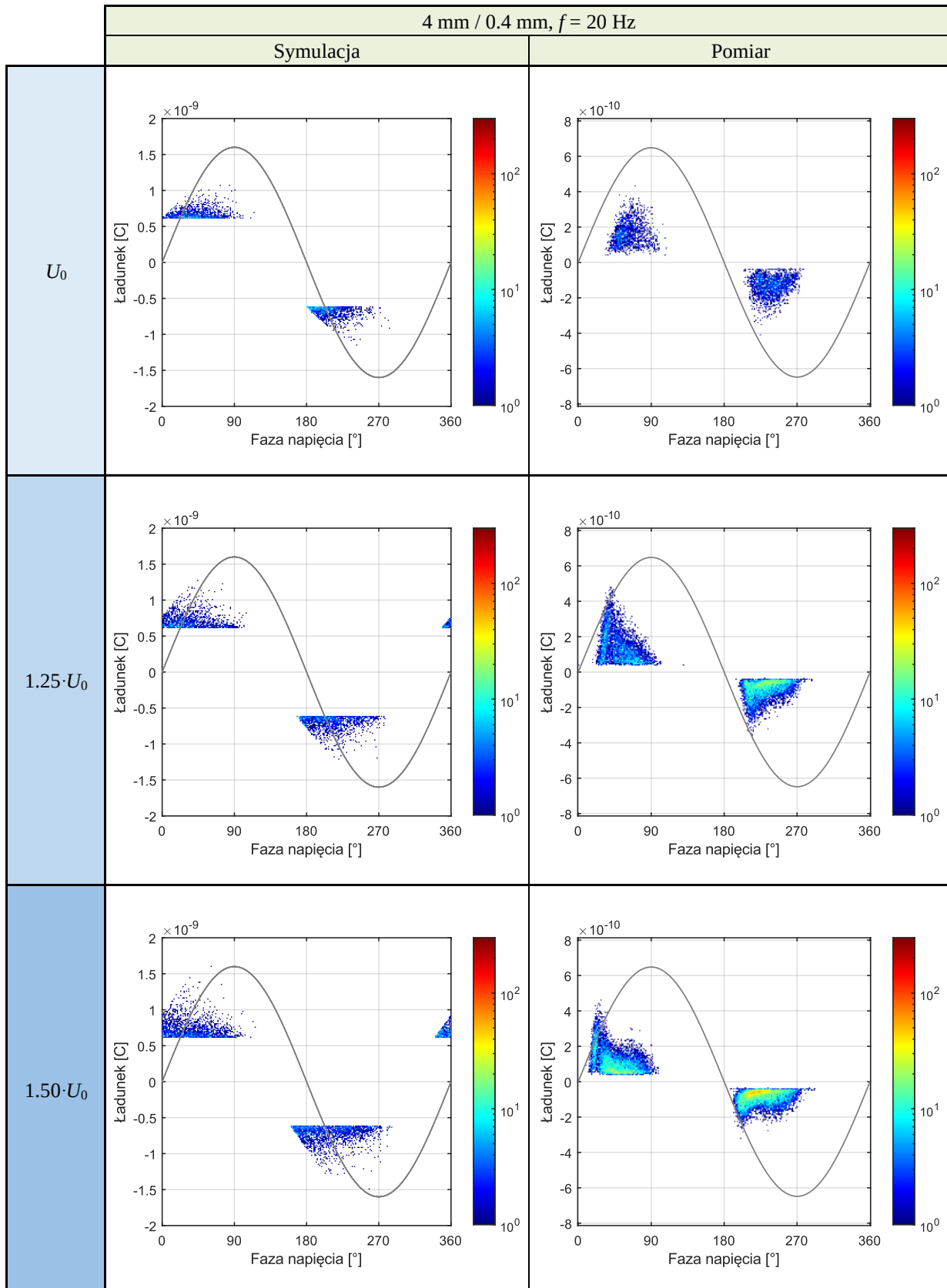
Rys. 0.3 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.4 mm

Tabela 0.2 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.4 mm

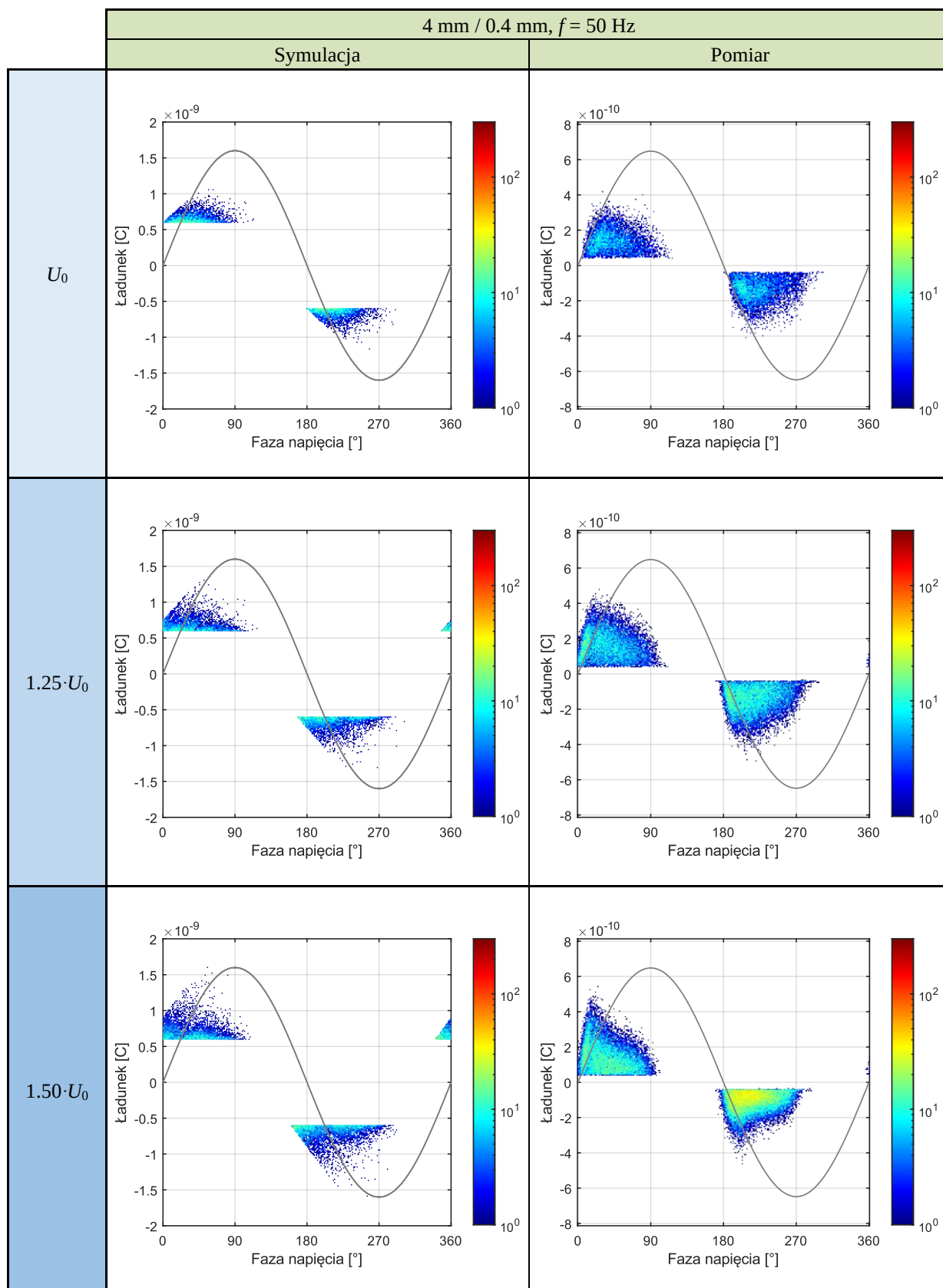
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	5.750	5.751	1.00	5.850	5.887	0.99	6.000	6.064	0.99
U_0 (RMS) [kV]	4.066	4.067	1.00	4.137	4.163	0.99	4.243	4.288	0.99
N^+	1200	1552	0.77	2999	6214	0.48	23987	35482	0.68
N^-	1200	2278	0.53	2998	6951	0.43	23988	39304	0.61
N	2400	3830	0.63	5997	13165	0.46	47975	74786	0.64
$N/półokres$	1.000	1.596	0.63	1.000	2.194	0.46	0.999	1.558	0.64
Q_{avg} [C]	6.85E-10	1.38E-10	4.95	6.66E-10	1.39E-10	4.80	6.37E-10	1.15E-10	5.55
Q_{max} [C]	1.15E-09	4.27E-10	2.70	1.16E-09	4.65E-10	2.49	1.11E-09	4.72E-10	2.36
Q_{total} [C]	1.64E-06	5.30E-07	3.10	4.00E-06	1.83E-06	2.19	3.06E-05	8.59E-06	3.56
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	35/205	-	0/178	6/186	-	-1/180	8/188	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	114/102	67/69	-	112/109	110/106	-	119/121	102/96	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	7.188	7.189	1.00	7.313	7.359	0.99	7.500	7.580	0.99
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.082	5.084	1.00	5.171	5.203	0.99	5.303	5.360	0.99
N^+	1555	4543	0.34	4027	13358	0.30	32240	84707	0.38
N^-	1569	7403	0.21	4046	16348	0.25	32203	109371	0.29
N	3124	11946	0.26	8073	29706	0.27	64443	194078	0.33
$N/półokres$	1.302	4.978	0.26	1.346	4.951	0.27	1.343	4.043	0.33
Q_{avg} [C]	7.12E-10	1.16E-10	6.15	6.84E-10	1.55E-10	4.42	6.55E-10	1.03E-10	6.34
Q_{max} [C]	1.27E-09	4.78E-10	2.67	1.30E-09	4.91E-10	2.65	1.34E-09	4.14E-10	3.23
Q_{total} [C]	2.22E-06	1.38E-06	1.61	5.53E-06	4.60E-06	1.20	4.22E-05	2.01E-05	2.10
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-11/167	21/198	-	-13/167	-6/174	-	-13/167	0/179	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	115/110	81/79	-	129/124	113/114	-	135/135	99/101	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	8.625	8.627	1.00	8.775	8.831	0.99	9.000	9.095	0.99
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	6.099	6.100	1.00	6.205	6.244	0.99	6.364	6.431	0.99
N^+	2162	8113	0.27	5448	18174	0.30	43642	115542	0.38
N^-	2164	11762	0.18	5424	26341	0.21	43640	166331	0.26
N	4326	19875	0.22	10872	44515	0.24	87282	281873	0.31
$N/półokres$	1.803	8.281	0.22	1.812	7.419	0.24	1.818	5.872	0.31
Q_{avg} [C]	7.27E-10	9.91E-11	7.33	7.06E-10	1.26E-10	5.61	6.73E-10	8.56E-11	7.86
Q_{max} [C]	1.60E-09	4.59E-10	3.48	1.60E-09	5.42E-10	2.96	1.62E-09	3.89E-10	4.17
Q_{total} [C]	3.14E-06	1.97E-06	1.60	7.68E-06	5.61E-06	1.37	5.87E-05	2.41E-05	2.43
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-20/160	13/189	-	-20/161	-6/174	-	-20/160	-7/179	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	122/125	84/86	-	128/130	105/104	-	140/144	102/96	-

$1.25 \cdot U_0$ / U_0	N	1.302	3.119	-	1.346	2.256	-	1.343	2.595	-
	Q_{avg}	1.039	0.836	-	1.027	1.117	-	1.027	0.900	-
	Q_{max}	1.105	1.119	-	1.127	1.056	-	1.201	0.877	-
	Q_{total}	1.352	2.608	-	1.383	2.520	-	1.380	2.335	-
$1.50 \cdot U_0$ / U_0	N	1.803	5.189	-	1.813	3.381	-	1.819	3.769	-
	Q_{avg}	1.061	0.716	-	1.060	0.909	-	1.056	0.745	-
	Q_{max}	1.383	1.075	-	1.387	1.166	-	1.455	0.824	-
	Q_{total}	1.912	3.717	-	1.923	3.072	-	1.921	2.808	-

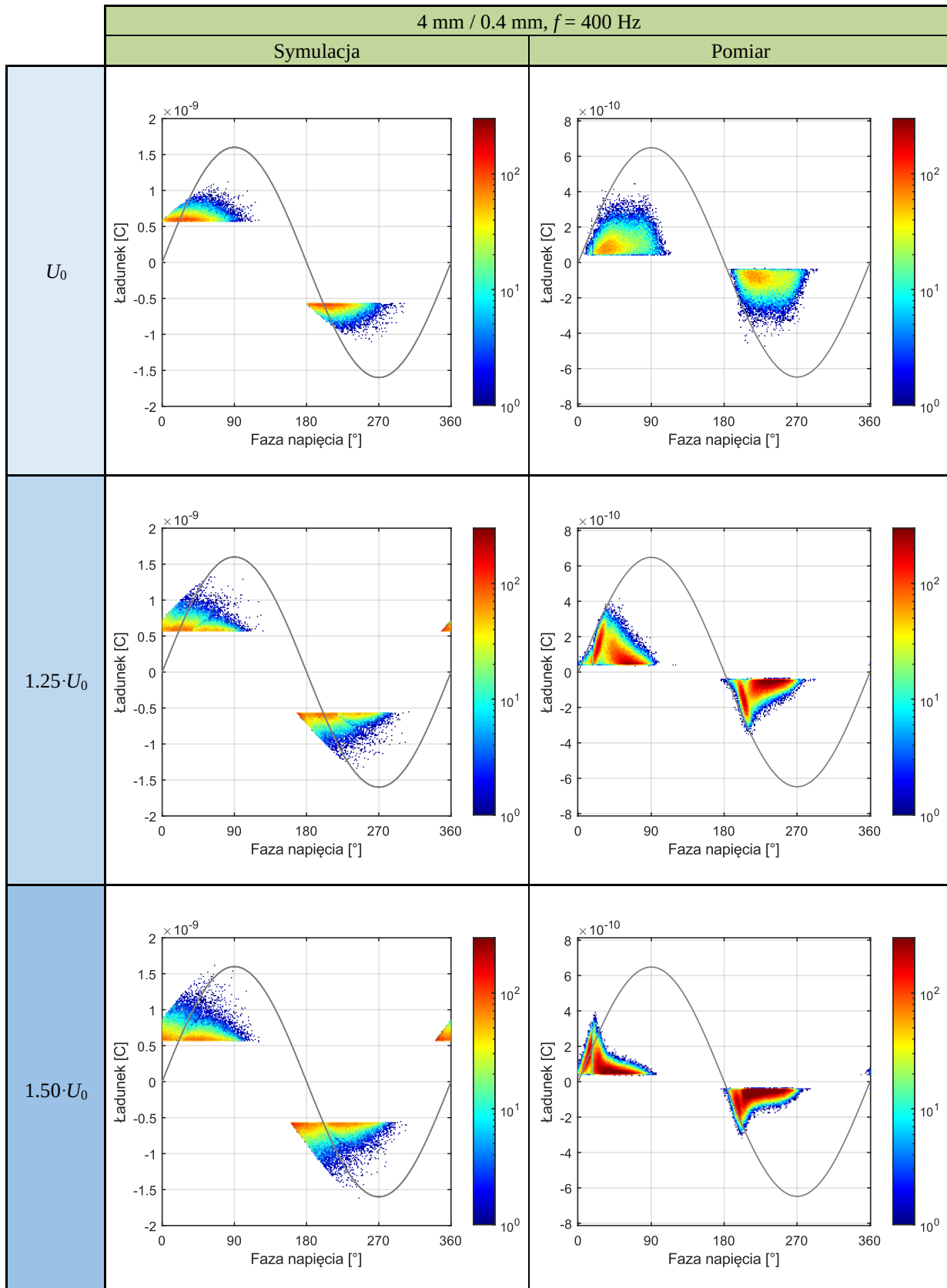
20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.983	0.977	1.026	1.030
0.983	0.977	1.026	1.030
0.400	0.250	7.998	5.710
0.400	0.328	8.001	5.654
0.400	0.291	8.000	5.681
1.001	0.727	1.000	0.710
1.029	0.997	0.956	0.828
0.997	0.918	0.963	1.015
0.412	0.290	7.651	4.705
-	-	-	-
-	-	-	-
0.983	0.977	1.026	1.030
0.983	0.977	1.026	1.030
0.386	0.340	8.006	6.341
0.388	0.453	7.959	6.690
0.387	0.402	7.983	6.533
0.967	1.005	0.998	0.817
1.040	0.747	0.957	0.667
0.977	0.974	1.026	0.843
0.402	0.300	7.635	4.359
-	-	-	-
-	-	-	-
0.983	0.977	1.026	1.030
0.983	0.977	1.026	1.030
0.397	0.446	8.011	6.358
0.399	0.447	8.046	6.315
0.398	0.446	8.028	6.332
0.995	1.116	1.004	0.792
1.029	0.786	0.952	0.679
0.994	0.847	1.010	0.718
0.409	0.351	7.645	4.300
-	-	-	-
-	-	-	-



Rys. 0.4 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrącyń o wymiarach 4 mm / 0.4 mm



Rys. 0.5 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.4 mm



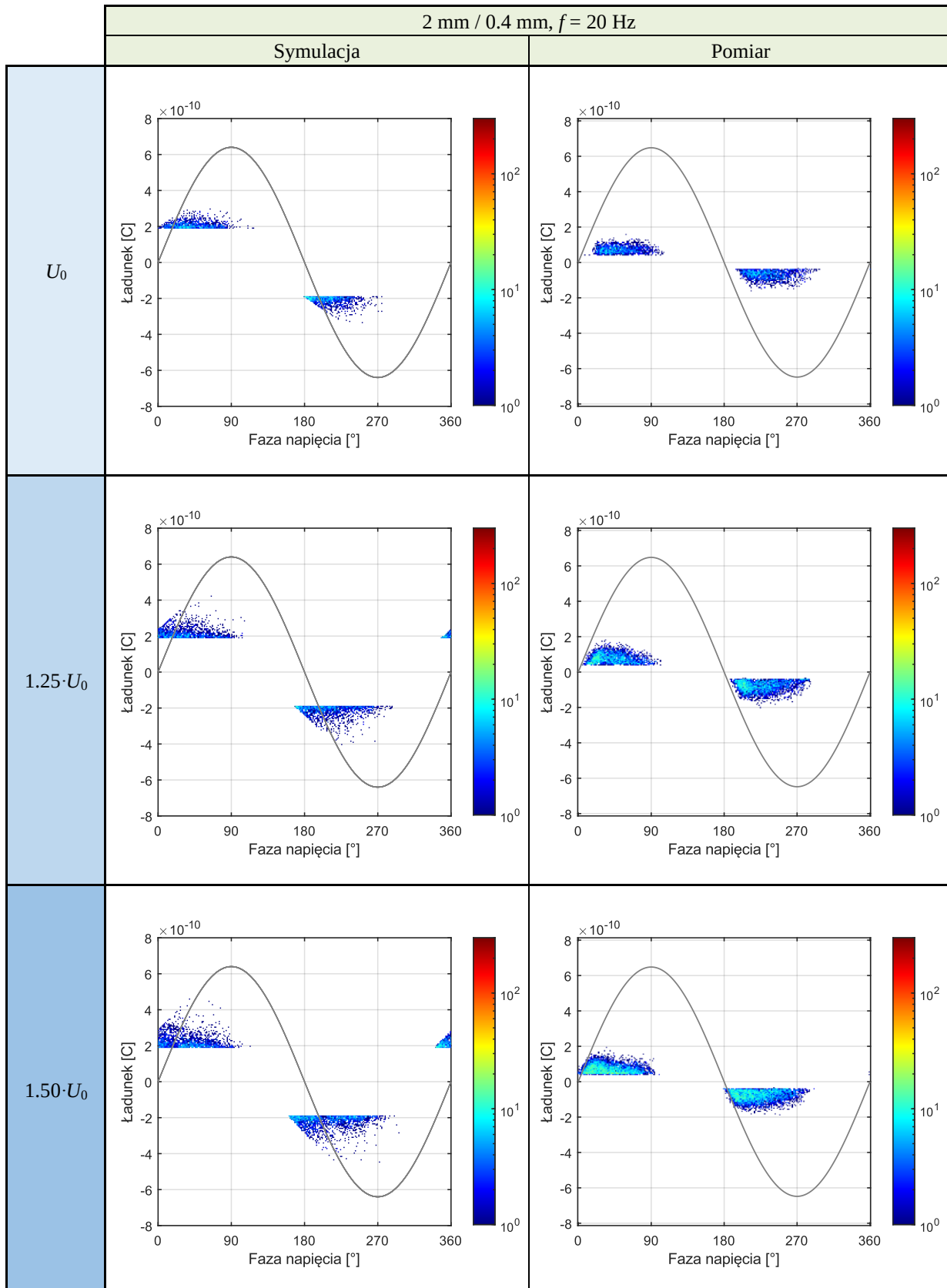
Rys. 0.6 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.4 mm

Tabela 0.3 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.4 mm

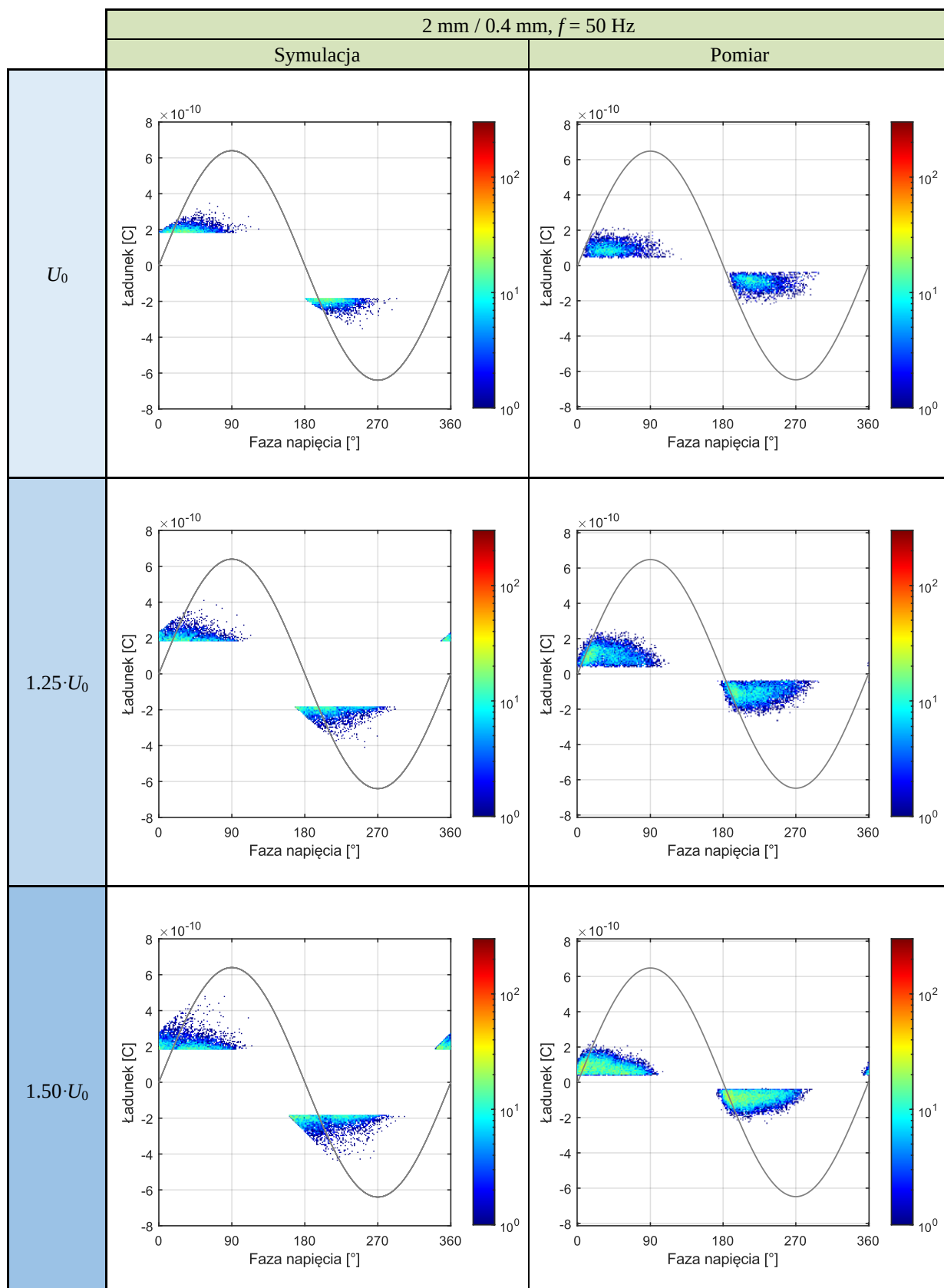
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	6.250	6.022	1.04	6.350	6.215	1.02	6.500	6.584	0.99
U_0 (RMS) [kV]	4.419	4.258	1.04	4.490	4.394	1.02	4.596	4.656	0.99
N^+	1196	1456	0.82	2995	3516	0.85	23973	28626	0.84
N^-	1198	1900	0.63	2993	3859	0.78	23972	29742	0.81
N	2394	3356	0.71	5988	7375	0.81	47945	58368	0.82
$N/półokres$	0.998	1.398	0.71	0.998	1.229	0.81	0.999	1.216	0.82
Q_{avg} [C]	2.11E-10	6.92E-11	3.05	2.05E-10	9.41E-11	2.17	1.96E-10	7.55E-11	2.59
Q_{max} [C]	3.36E-10	1.59E-10	2.11	3.55E-10	2.17E-10	1.64	3.36E-10	2.17E-10	1.55
Q_{total} [C]	5.05E-07	2.32E-07	2.17	1.22E-06	6.94E-07	1.76	9.39E-06	4.41E-06	2.13
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	17/198	-	0/180	6/186	-	-	3/188	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	102/91	89/93	-	108/104	113/106	-	-	107/106	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	7.813	7.527	1.04	7.938	7.768	1.02	8.125	8.231	0.99
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.524	5.322	1.04	5.613	5.493	1.02	5.745	5.820	0.99
N^+	1632	2960	0.55	3963	6738	0.59	31778	37484	0.85
N^-	1623	3658	0.44	3958	7717	0.51	31844	50335	0.63
N	3255	6618	0.49	7921	14455	0.55	63622	87819	0.72
$N/półokres$	1.356	2.758	0.49	1.320	2.409	0.55	1.325	1.830	0.72
Q_{avg} [C]	2.18E-10	7.87E-11	2.76	2.11E-10	1.06E-10	1.98	2.01E-10	6.69E-11	3.01
Q_{max} [C]	4.25E-10	1.98E-10	2.14	4.09E-10	2.61E-10	1.57	4.13E-10	1.78E-10	2.32
Q_{total} [C]	7.08E-07	5.21E-07	1.36	1.67E-06	1.54E-06	1.08	1.28E-05	5.88E-06	2.18
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-11/169	6/186	-	-11/168	-3/176	-	-11/168	1/186	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	115/118	96/99	-	121/123	114/115	-	129/133	94/95	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	9.375	9.032	1.04	9.525	9.322	1.02	9.750	9.877	0.99
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	6.629	6.387	1.04	6.735	6.592	1.02	6.894	6.984	0.99
N^+	2215	4348	0.51	5448	10483	0.52	43338	32737	1.32
N^-	2226	5097	0.44	5447	11646	0.47	43273	60094	0.72
N	4441	9445	0.47	10895	22129	0.49	86611	92831	0.93
$N/półokres$	1.850	3.935	0.47	1.816	3.688	0.49	1.804	1.934	0.93
Q_{avg} [C]	2.23E-10	7.54E-11	2.96	2.16E-10	8.86E-11	2.44	2.07E-10	5.73E-11	3.61
Q_{max} [C]	4.59E-10	1.91E-10	2.40	4.81E-10	2.29E-10	2.10	5.23E-10	1.40E-10	3.73
Q_{total} [C]	9.90E-07	7.12E-07	1.39	2.36E-06	1.96E-06	1.20	1.79E-05	5.31E-06	3.37
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-18/162	0/181	-	-18/162	-10/171	-	-18/162	-8/180	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	122/130	98/103	-	128/135	110/113	-	138/139	97/101	-

$1.25 \cdot U_0$ / U_0	N	1.360	1.972	-	1.323	1.960	-	1.327	1.505	-
	Q_{avg}	1.032	1.137	-	1.029	1.131	-	1.028	0.886	-
	Q_{max}	1.264	1.245	-	1.153	1.203	-	1.228	0.820	-
	Q_{total}	1.403	2.242	-	1.362	2.217	-	1.364	1.333	-
$1.50 \cdot U_0$ / U_0	N	1.855	2.814	-	1.819	3.001	-	1.806	1.590	-
	Q_{avg}	1.057	1.089	-	1.058	0.942	-	1.056	0.758	-
	Q_{max}	1.366	1.201	-	1.355	1.055	-	1.554	0.645	-
	Q_{total}	1.961	3.065	-	1.925	2.827	-	1.908	1.206	-

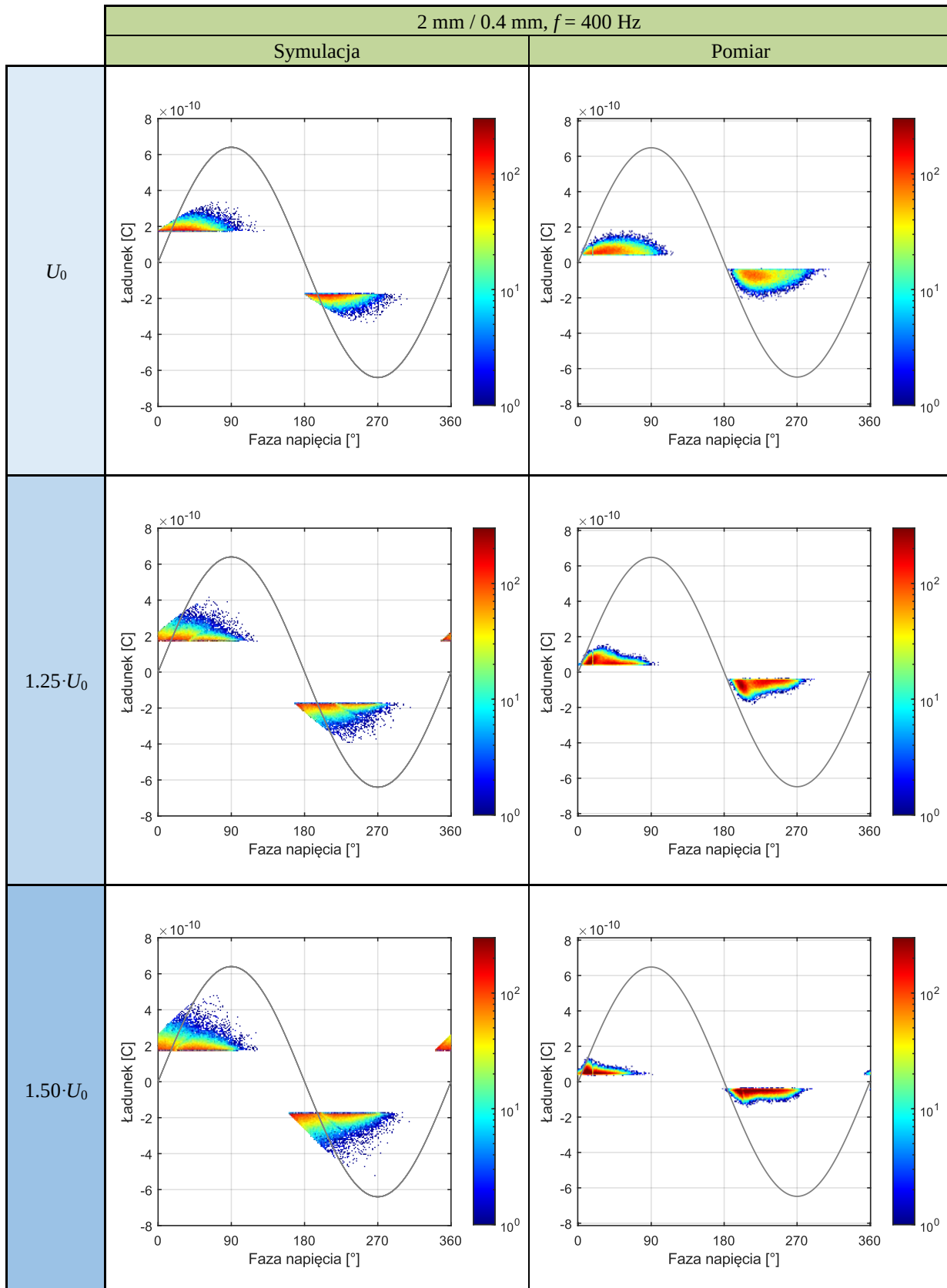
20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.984	0.969	1.024	1.060
0.984	0.969	1.024	1.060
0.399	0.414	8.004	8.142
0.400	0.492	8.009	7.707
0.400	0.455	8.007	7.914
0.999	1.138	1.001	0.989
1.031	0.736	0.957	0.803
0.947	0.733	0.948	1.000
0.412	0.335	7.666	6.351
-	-	-	-
-	-	-	-
0.984	0.969	1.024	1.060
0.984	0.969	1.024	1.060
0.412	0.439	8.019	5.563
0.410	0.474	8.045	6.523
0.411	0.458	8.032	6.075
1.027	1.145	1.004	0.759
1.034	0.740	0.956	0.629
1.038	0.759	1.009	0.682
0.425	0.339	7.681	3.819
-	-	-	-
-	-	-	-
0.984	0.969	1.024	1.060
0.984	0.969	1.024	1.060
0.407	0.415	7.955	3.123
0.409	0.438	7.944	5.160
0.408	0.427	7.950	4.195
1.019	1.067	0.994	0.524
1.030	0.850	0.956	0.646
0.955	0.834	1.087	0.611
0.420	0.363	7.597	2.709
-	-	-	-
-	-	-	-



Rys. 0.7 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrącyń o wymiarach 2 mm / 0.4 mm



Rys. 0.8 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.4 mm



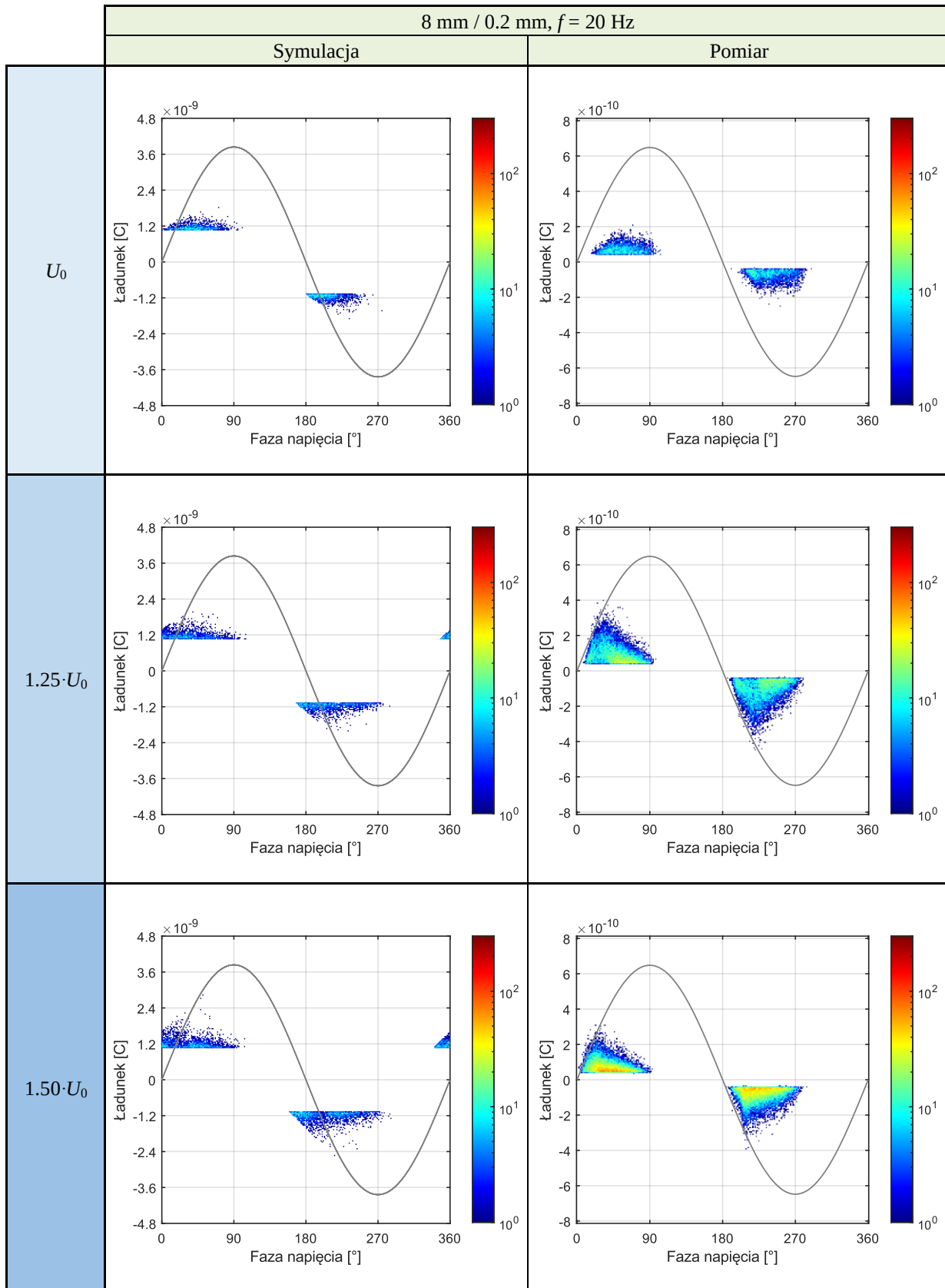
Rys. 0.9 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.4 mm

Tabela 0.4 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.2 mm

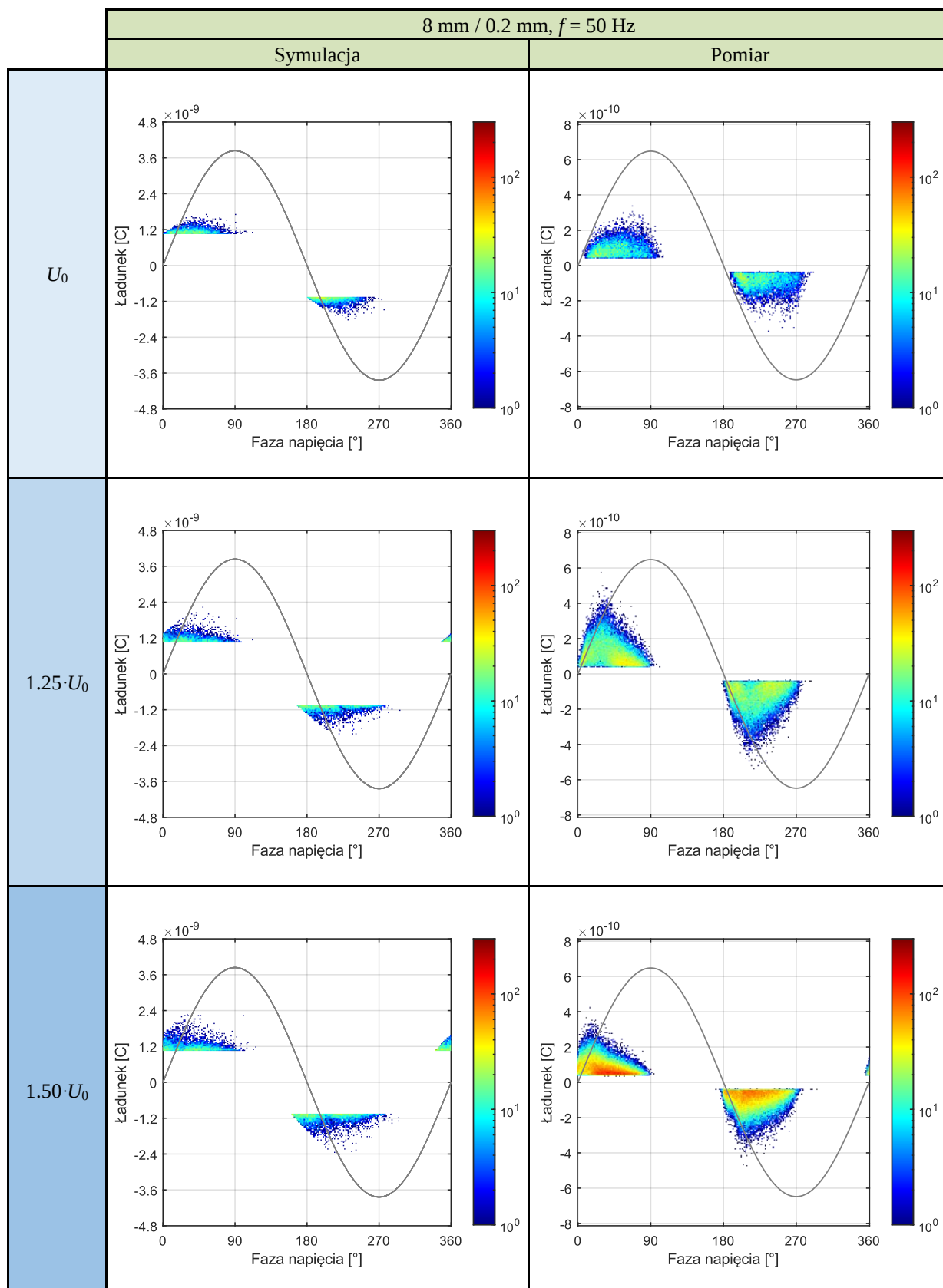
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	6.000	5.983	1.00	6.100	6.080	1.00	6.250	6.250	1.00
U_0 (RMS) [kV]	4.243	4.231	1.00	4.313	4.299	1.00	4.419	4.419	1.00
N^+	1199	2941	0.41	3001	8977	0.33	23994	44885	0.53
N^-	1198	3216	0.37	3000	9528	0.31	23994	48301	0.50
N	2397	6157	0.39	6001	18505	0.32	47988	93186	0.51
$N/póllokres$	0.999	2.565	0.39	1.000	3.084	0.32	1.000	1.941	0.51
Q_{avg} [C]	1.17E-09	7.55E-11	15.52	1.16E-09	9.59E-11	12.07	1.13E-09	7.89E-11	14.35
Q_{max} [C]	1.89E-09	2.49E-10	7.60	1.83E-09	3.70E-10	4.95	1.86E-09	2.68E-10	6.95
Q_{total} [C]	2.81E-06	4.65E-07	6.04	6.94E-06	1.77E-06	3.91	5.43E-05	7.35E-06	7.39
ϕ_{inc} (+/-) [°]	0/180	17/198	-	0/180	6/186	-	-1/180	6/186	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	95/84	86/87	-	105/96	100/103	-	116/119	103/103	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	7.500	7.479	1.00	7.625	7.599	1.00	7.813	7.812	1.00
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.303	5.288	1.00	5.392	5.374	1.00	5.524	5.524	1.00
N^+	1669	10696	0.16	4128	26481	0.16	32401	199442	0.16
N^-	1678	11114	0.15	4135	27541	0.15	32383	186350	0.17
N	3347	21810	0.15	8263	54022	0.15	64784	385792	0.17
$N/póllokres$	1.395	9.088	0.15	1.377	9.004	0.15	1.350	8.037	0.17
Q_{avg} [C]	1.20E-09	1.06E-10	11.34	1.18E-09	1.29E-10	9.19	1.16E-09	1.27E-10	9.12
Q_{max} [C]	2.02E-09	4.46E-10	4.52	2.23E-09	5.74E-10	3.89	2.44E-09	5.99E-10	4.08
Q_{total} [C]	4.01E-06	2.30E-06	1.74	9.78E-06	6.96E-06	1.41	7.50E-05	4.89E-05	1.53
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-12/169	8/188	-	-11/168	0/178	-	-11/169	-2/181	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	116/108	87/92	-	109/118	97/102	-	122/123	101/99	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	9.000	8.975	1.00	9.150	9.119	1.00	9.375	9.374	1.00
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	6.364	6.346	1.00	6.470	6.448	1.00	6.629	6.629	1.00
N^+	2243	15009	0.15	5574	43710	0.13	44657	262511	0.17
N^-	2248	17833	0.13	5582	47158	0.12	44691	244778	0.18
N	4491	32842	0.14	11156	90868	0.12	89348	507289	0.18
$N/póllokres$	1.871	13.684	0.14	1.859	15.145	0.12	1.861	10.569	0.18
Q_{avg} [C]	1.23E-09	8.20E-11	15.04	1.21E-09	9.43E-11	12.85	1.18E-09	1.31E-10	9.02
Q_{max} [C]	2.85E-09	3.89E-10	7.32	2.41E-09	4.72E-10	5.10	2.76E-09	7.46E-10	3.71
Q_{total} [C]	5.54E-06	2.69E-06	2.06	1.35E-05	8.57E-06	1.58	1.06E-04	6.66E-05	1.59
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-19/160	1/186	-	-18/162	-8/174	-	-19/162	-5/178	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	117/124	94/95	-	125/125	100/103	-	136/135	104/103	-

$1.25 \cdot U_0$	N	1.396	3.542	-	1.377	2.919	-	1.350	4.140	-
	Q_{avg}	1.022	1.399	-	1.023	1.343	-	1.022	1.608	-
	Q_{max}	1.065	1.791	-	1.221	1.551	-	1.312	2.235	-
	Q_{total}	1.427	4.956	-	1.409	3.921	-	1.380	6.657	-
$1.50 \cdot U_0$	N	1.874	5.334	-	1.859	4.910	-	1.862	5.444	-
	Q_{avg}	1.052	1.086	-	1.047	0.983	-	1.047	1.665	-
	Q_{max}	1.504	1.562	-	1.315	1.276	-	1.485	2.784	-
	Q_{total}	1.970	5.791	-	1.947	4.827	-	1.949	9.062	-

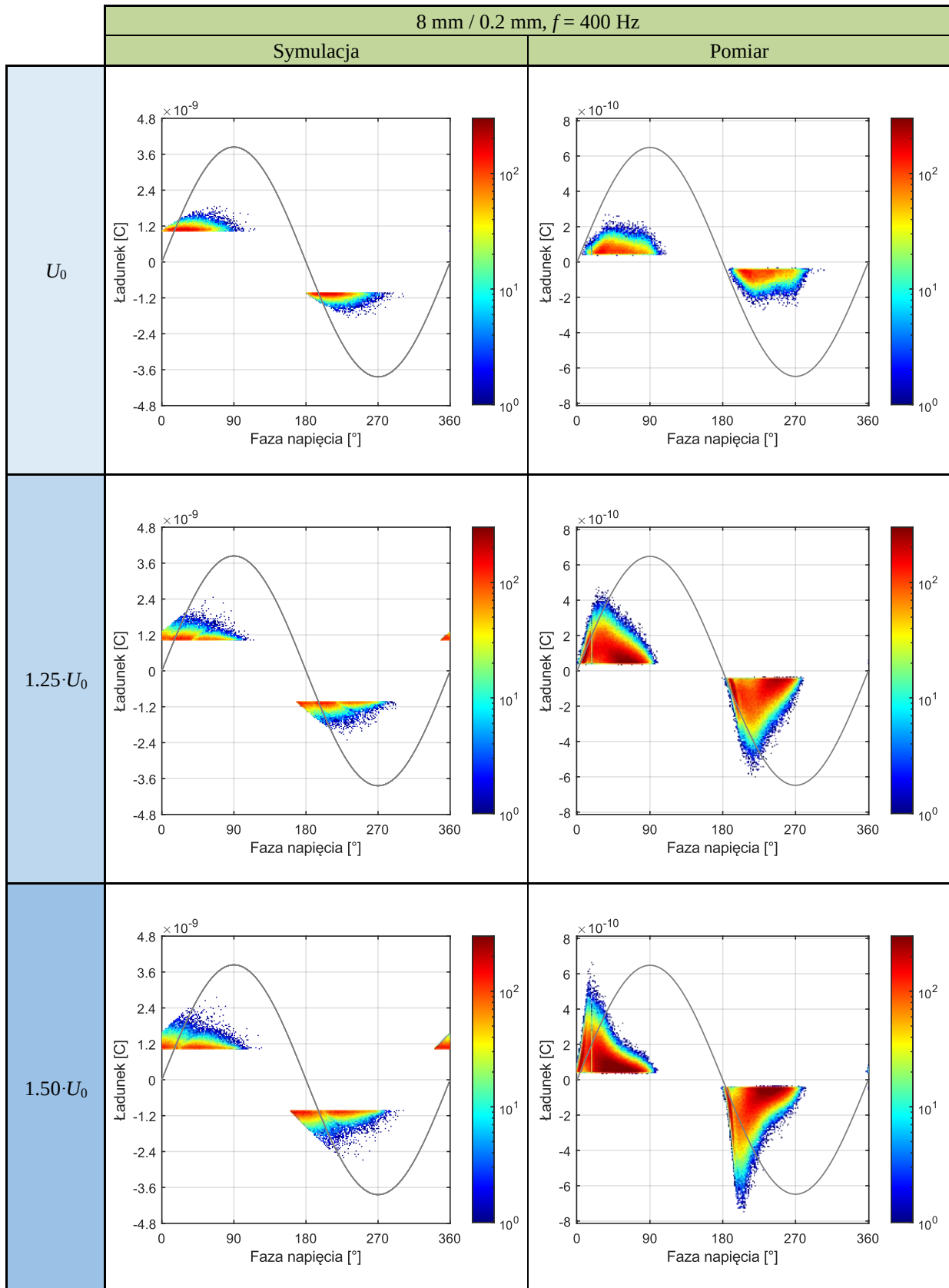
20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.984	0.984	1.025	1.028
0.984	0.984	1.025	1.028
0.400	0.328	7.995	5.000
0.399	0.338	7.998	5.069
0.399	0.333	7.997	5.036
0.999	0.832	1.000	0.629
1.013	0.788	0.978	0.823
1.035	0.673	1.017	0.724
0.405	0.262	7.822	4.143
-	-	-	-
-	-	-	-
0.984	0.984	1.025	1.028
0.984	0.984	1.025	1.028
0.404	0.404	7.849	7.532
0.406	0.404	7.831	6.766
0.405	0.404	7.840	7.141
1.013	1.009	0.980	0.893
1.012	0.820	0.977	0.985
0.903	0.777	1.094	1.044
0.410	0.331	7.660	7.034
-	-	-	-
-	-	-	-
0.984	0.984	1.025	1.028
0.984	0.984	1.025	1.028
0.402	0.343	8.012	6.006
0.403	0.378	8.006	5.191
0.403	0.361	8.009	5.583
1.006	0.904	1.001	0.698
1.018	0.870	0.978	1.393
1.183	0.824	1.148	1.581
0.410	0.314	7.831	7.778
-	-	-	-
-	-	-	-



Rys. 0.10 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze w_{nz} dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.2 mm



Rys. 0.11 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.2 mm



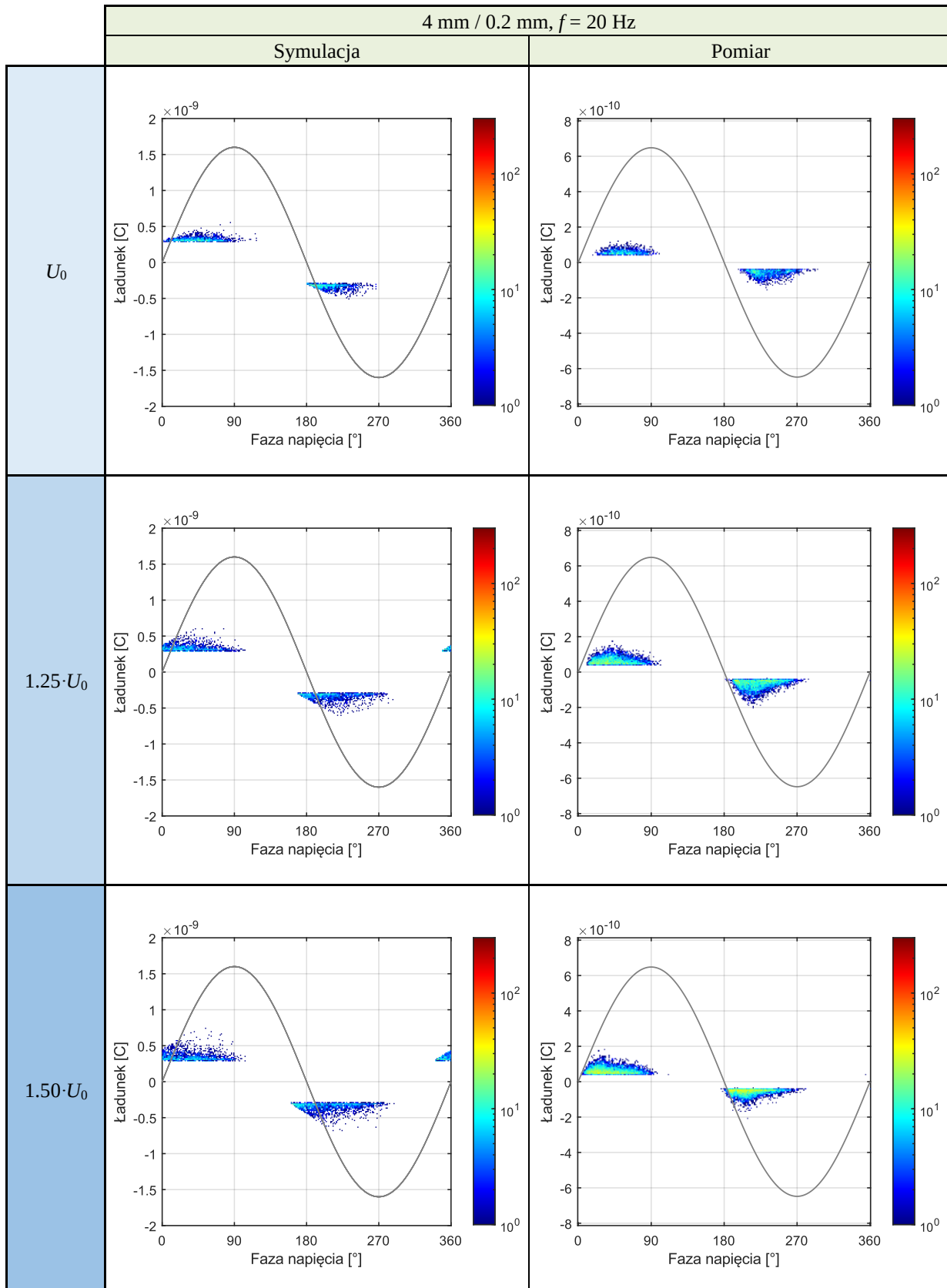
Rys. 0.12 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 8 mm / 0.2 mm

Tabela 0.5 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.2 mm

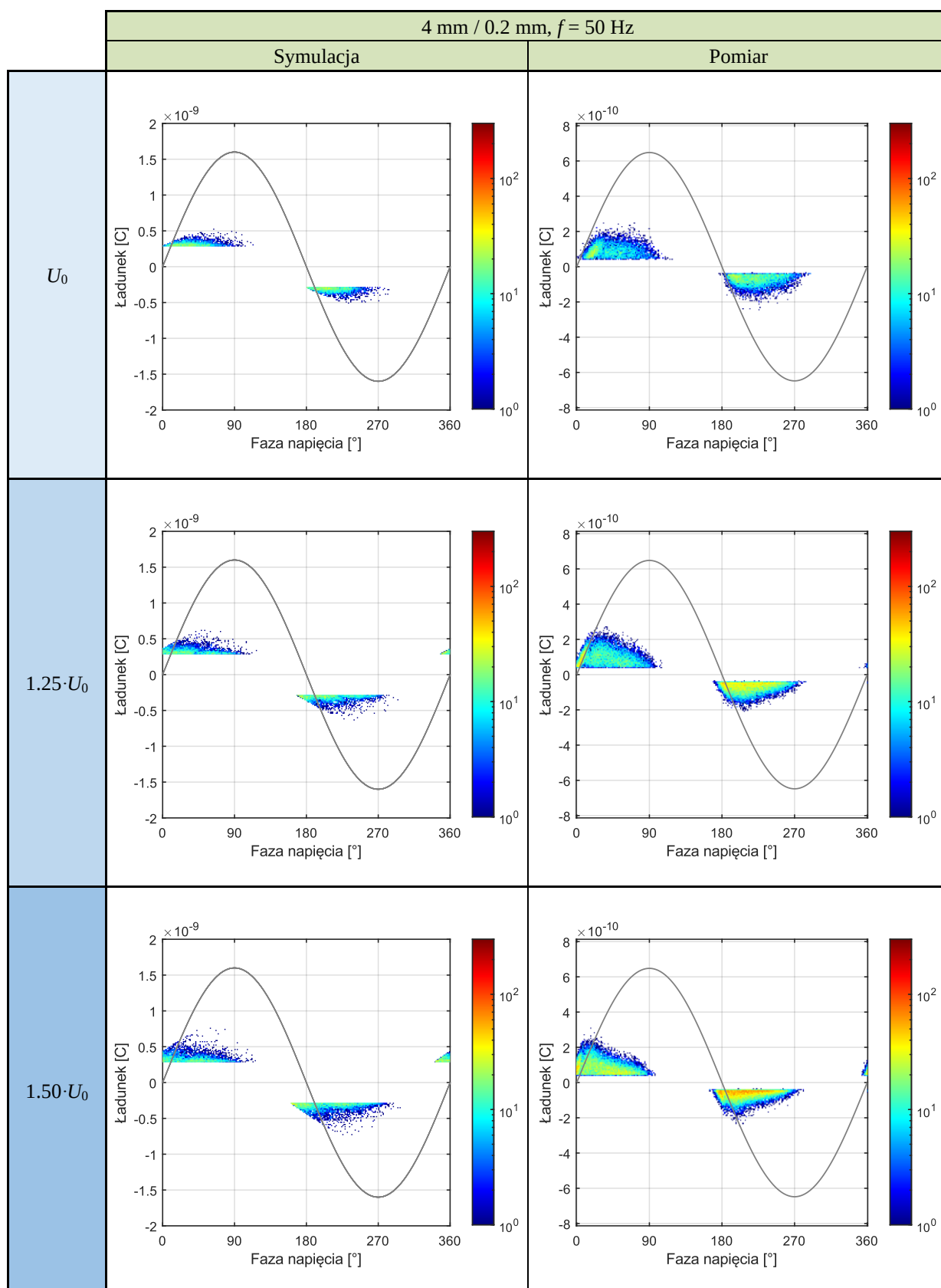
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	6.100	6.311	0.97	6.250	6.450	0.97	6.450	6.473	1.00
U_0 (RMS) [kV]	4.313	4.463	0.97	4.419	4.561	0.97	4.561	4.577	1.00
N+	1196	1178	1.02	2994	7023	0.43	23989	17094	1.40
N-	1196	1850	0.65	2995	8552	0.35	23990	23677	1.01
N	2392	3028	0.79	5989	15575	0.38	47979	40771	1.18
N/półokres	0.997	1.262	0.79	0.998	2.596	0.38	1.000	0.849	1.18
Q_{avg} [C]	3.29E-10	5.98E-11	5.50	3.21E-10	8.32E-11	3.86	3.10E-10	5.98E-11	5.19
Q_{max} [C]	5.53E-10	1.53E-10	3.62	5.25E-10	2.42E-10	2.17	5.46E-10	1.78E-10	3.07
Q_{total} [C]	7.86E-07	1.81E-07	4.34	1.92E-06	1.30E-06	1.48	1.49E-05	2.44E-06	6.10
ϕ_{inc} (+/-) [°]	2/180	17/198	-	1/180	0/180	-	-1/179	3/185	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	107/85	82/79	-	112/101	113/107	-	120/115	97/103	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	7.625	7.889	0.97	7.813	8.063	0.97	8.063	8.091	1.00
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.392	5.578	0.97	5.524	5.701	0.97	5.701	5.721	1.00
N+	1610	4023	0.40	4031	12267	0.33	32143	76896	0.42
N-	1594	4552	0.35	4046	15657	0.26	32162	78114	0.41
N	3204	8575	0.37	8077	27924	0.29	64305	155010	0.41
N/półokres	1.335	3.573	0.37	1.346	4.654	0.29	1.340	3.229	0.41
Q_{avg} [C]	3.40E-10	6.77E-11	5.02	3.31E-10	8.58E-11	3.85	3.19E-10	7.83E-11	4.07
Q_{max} [C]	6.03E-10	1.98E-10	3.05	6.36E-10	2.68E-10	2.37	6.74E-10	2.55E-10	2.64
Q_{total} [C]	1.09E-06	5.80E-07	1.88	2.67E-06	2.39E-06	1.11	2.05E-05	1.21E-05	1.69
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-10/170	10/186	-	-11/169	-7/169	-	-13/166	0/178	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	112/113	93/91	-	122/117	109/109	-	135/134	102/100	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	9.150	9.467	0.97	9.375	9.675	0.97	9.675	9.709	1.00
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	6.470	6.694	0.97	6.629	6.841	0.97	6.841	6.865	1.00
N+	2132	5146	0.41	5429	16873	0.32	43865	70369	0.62
N-	2141	4947	0.43	5434	19630	0.28	43880	68293	0.64
N	4273	10093	0.42	10863	36503	0.30	87745	138662	0.63
N/półokres	1.780	4.205	0.42	1.811	6.084	0.30	1.828	2.889	0.63
Q_{avg} [C]	3.49E-10	6.16E-11	5.66	3.40E-10	7.94E-11	4.28	3.27E-10	7.69E-11	4.26
Q_{max} [C]	7.35E-10	2.04E-10	3.60	7.56E-10	3.06E-10	2.47	8.03E-10	2.74E-10	2.93
Q_{total} [C]	1.49E-06	6.22E-07	2.40	3.69E-06	2.90E-06	1.27	2.87E-05	1.07E-05	2.69
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-18/162	3/178	-	-18/162	-11/167	-	-20/160	0/176	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	118/122	100/96	-	132/128	108/108	-	142/135	95/94	-

$1.25 \cdot U_0$ / U_0	N	1.339	2.832	-	1.349	1.793	-	1.340	3.802	-
	Q_{avg}	1.034	1.132	-	1.030	1.031	-	1.028	1.311	-
	Q_{max}	1.090	1.294	-	1.211	1.107	-	1.235	1.433	-
	Q_{total}	1.386	3.207	-	1.389	1.848	-	1.378	4.983	-
$1.50 \cdot U_0$ / U_0	N	1.786	3.333	-	1.814	2.344	-	1.829	3.401	-
	Q_{avg}	1.063	1.031	-	1.059	0.954	-	1.056	1.287	-
	Q_{max}	1.328	1.333	-	1.439	1.264	-	1.472	1.539	-
	Q_{total}	1.898	3.437	-	1.922	2.236	-	1.932	4.378	-

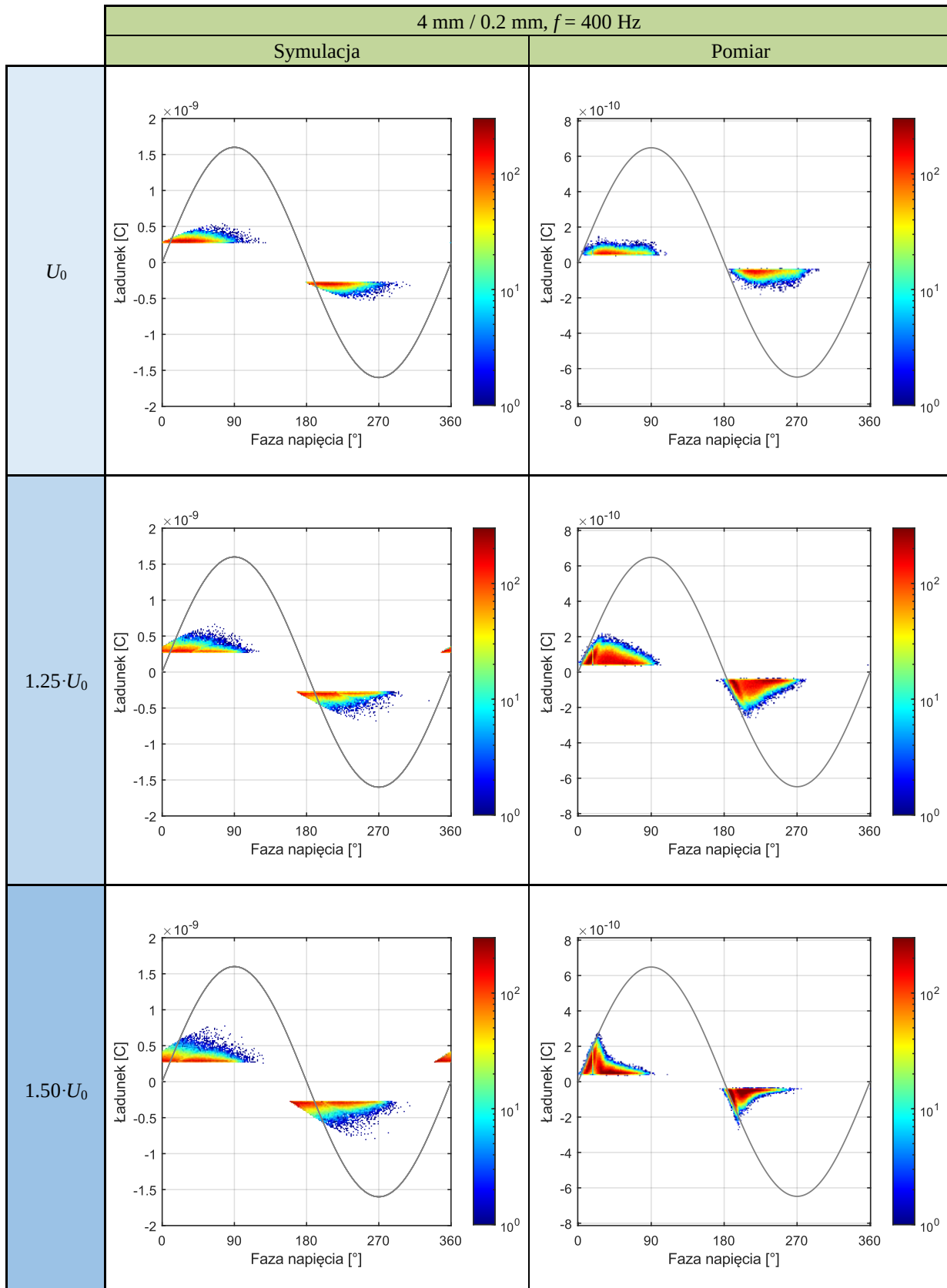
20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.976	0.978	1.032	1.004
0.976	0.978	1.032	1.004
0.399	0.168	8.012	2.434
0.399	0.216	8.010	2.769
0.399	0.194	8.011	2.618
0.998	0.486	1.001	0.327
1.024	0.718	0.966	0.718
1.054	0.632	1.039	0.736
0.409	0.140	7.738	1.880
-	-	-	-
-	-	-	-
0.976	0.978	1.032	1.004
0.976	0.978	1.032	1.004
0.399	0.328	7.974	6.269
0.394	0.291	7.949	4.989
0.397	0.307	7.961	5.551
0.992	0.768	0.995	0.694
1.028	0.789	0.964	0.913
0.949	0.739	1.059	0.951
0.408	0.242	7.673	5.068
-	-	-	-
-	-	-	-
0.976	0.978	1.032	1.004
0.976	0.978	1.032	1.004
0.393	0.305	8.080	4.171
0.394	0.252	8.075	3.479
0.393	0.276	8.077	3.799
0.983	0.691	1.010	0.475
1.027	0.776	0.963	0.969
0.973	0.667	1.063	0.895
0.404	0.215	7.779	3.680
-	-	-	-
-	-	-	-



Rys. 0.13 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.2 mm



Rys. 0.14 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.2 mm



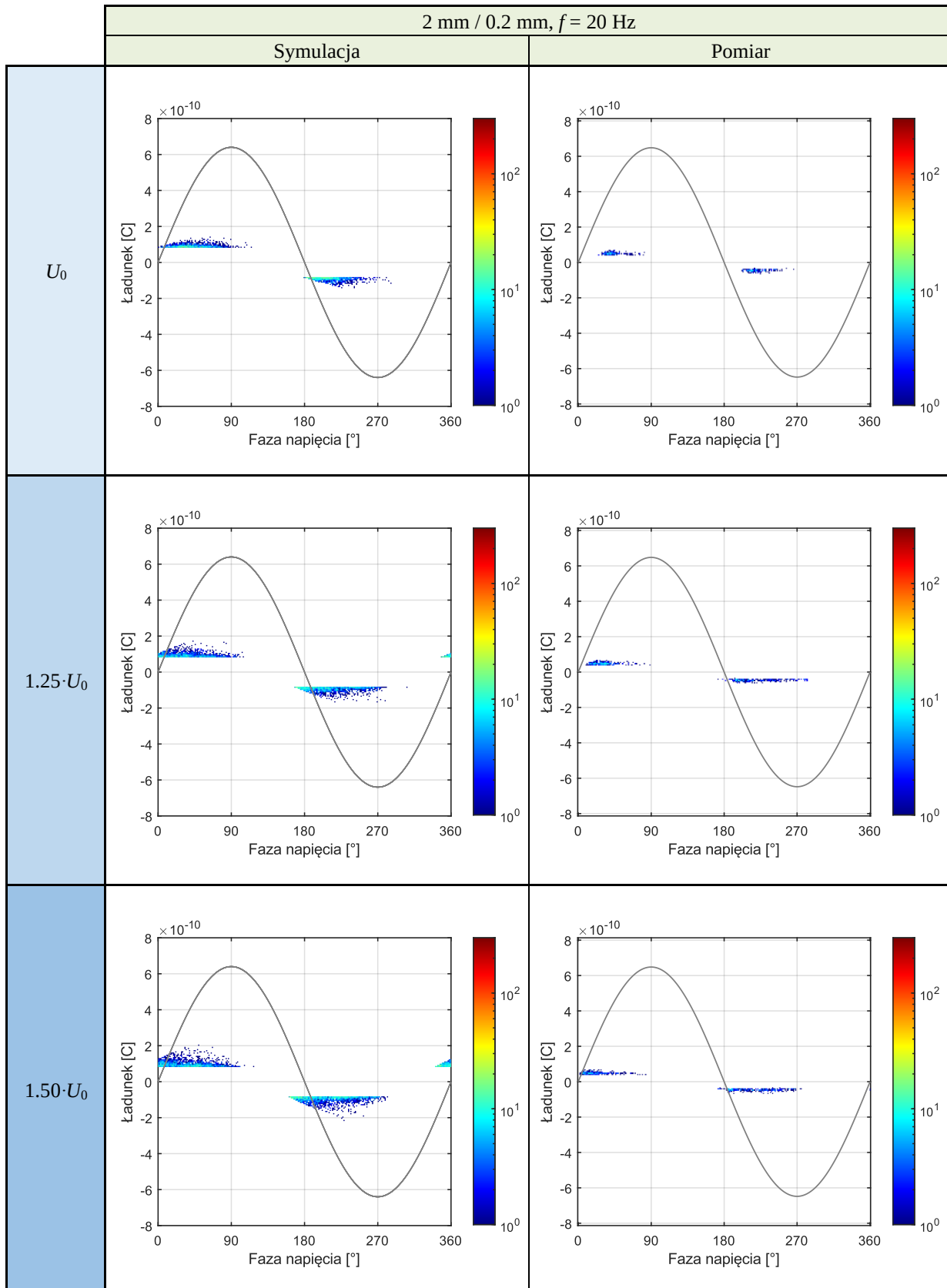
Rys. 0.15 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 4 mm / 0.2 mm

Tabela 0.6 Zestawienie wyników symulacyjnym i pomiarowych wnz dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.2 mm

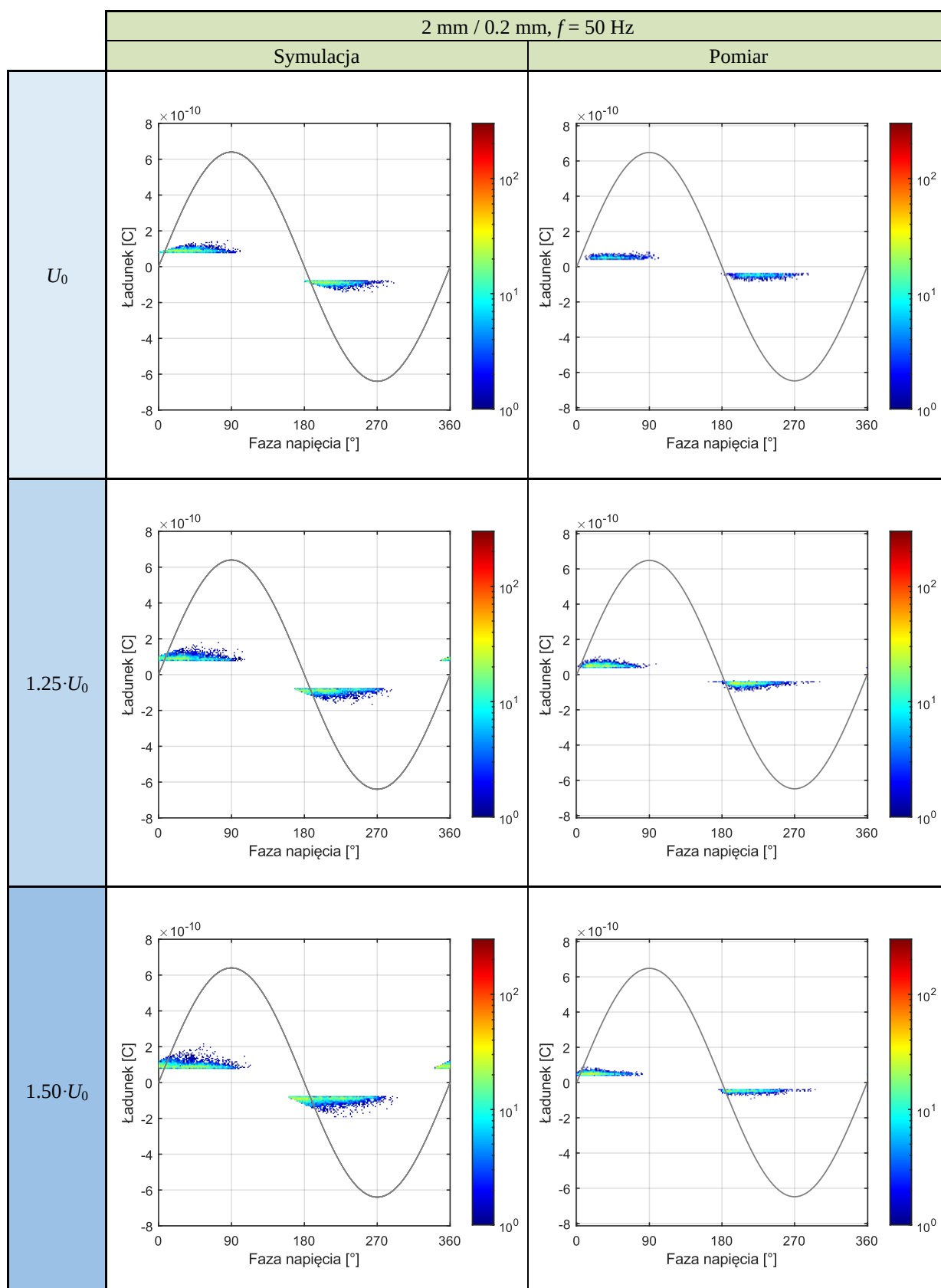
	20 Hz			50 Hz			400 Hz		
	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.	Symulacja	Pomiar	Sym./Pom.
U_0 (max) [kV]	6.450	7.045	0.92	6.550	6.659	0.98	6.750	6.789	0.99
U_0 (RMS) [kV]	4.561	4.981	0.92	4.632	4.708	0.98	4.773	4.801	0.99
N^+	1198	166	7.22	2996	931	3.22	23971	6249	3.84
N^-	1199	327	3.67	2996	1279	2.34	23970	7823	3.06
N	2397	493	4.86	5992	2210	2.71	47941	14072	3.41
$N/póllokres$	0.999	0.205	4.86	0.999	0.368	2.71	0.999	0.293	3.41
Q_{avg} [C]	9.17E-11	4.61E-11	1.99	8.93E-11	5.10E-11	1.75	8.62E-11	5.18E-11	1.66
Q_{max} [C]	1.41E-10	6.40E-11	2.20	1.44E-10	8.30E-11	1.74	1.50E-10	1.08E-10	1.39
Q_{total} [C]	2.20E-07	2.27E-08	9.67	5.35E-07	1.13E-07	4.75	4.13E-06	7.29E-07	5.67
ϕ_{inc} (+/-) [°]	4/181	25/202	-	0/180	10/185	-	0/180	8/185	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	106/108	57/54	-	101/108	90/92	-	119/116	94/92	-
$1.25 \cdot U_0$ (max) [kV]	8.063	8.806	0.92	8.188	8.323	0.98	8.438	8.486	0.99
$1.25 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	5.701	6.227	0.92	5.789	5.885	0.98	5.966	6.001	0.99
N^+	1660	287	5.78	3931	2299	1.71	31579	9059	3.49
N^-	1653	424	3.90	3971	2454	1.62	31635	6689	4.73
N	3313	711	4.66	7902	4753	1.66	63214	15748	4.01
$N/póllokres$	1.380	0.296	4.66	1.317	0.792	1.66	1.317	0.328	4.01
Q_{avg} [C]	9.46E-11	4.61E-11	2.05	9.20E-11	5.22E-11	1.76	8.86E-11	5.08E-11	1.74
Q_{max} [C]	1.70E-10	6.40E-11	2.66	1.77E-10	1.02E-10	1.73	1.84E-10	8.90E-11	2.06
Q_{total} [C]	3.13E-07	3.28E-08	9.55	7.27E-07	2.48E-07	2.93	5.60E-06	8.01E-07	6.99
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-11/169	8/186	-	-12/169	0/176	-	-11/169	6/185	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	112/112	78/95	-	116/117	91/96	-	126/130	82/80	-
$1.50 \cdot U_0$ (max) [kV]	9.675	10.567	0.92	9.825	9.988	0.98	10.125	10.184	0.99
$1.50 \cdot U_0$ (RMS) [kV]	6.841	7.472	0.92	6.947	7.062	0.98	7.159	7.201	0.99
N^+	2170	243	8.93	5400	1992	2.71	43491	5193	8.37
N^-	2171	476	4.56	5406	1699	3.18	43363	11840	3.66
N	4341	719	6.04	10806	3691	2.93	86854	17033	5.10
$N/póllokres$	1.809	0.300	6.04	1.801	0.615	2.93	1.809	0.355	5.10
Q_{avg} [C]	9.74E-11	4.60E-11	2.12	9.44E-11	5.00E-11	1.89	9.11E-11	5.13E-11	1.78
Q_{max} [C]	2.15E-10	6.40E-11	3.36	2.14E-10	8.90E-11	2.40	2.25E-10	8.90E-11	2.53
Q_{total} [C]	4.23E-07	3.31E-08	12.79	1.02E-06	1.85E-07	5.52	7.92E-06	8.74E-07	9.06
ϕ_{inc} (+/-) [°]	-18/162	1/181	-	-18/162	-1/175	-	-18/162	0/182	-
$\Delta\phi$ (+/-) [°]	120/118	82/89	-	129/128	82/89	-	140/139	73/82	-

20 Hz / 50 Hz		400 Hz / 50 Hz	
Symulacja	Pomiar	Symulacja	Pomiar
0.985	1.058	1.031	1.020
0.985	1.058	1.031	1.020
0.400	0.178	8.001	6.712
0.400	0.256	8.001	6.116
0.400	0.223	8.001	6.367
1.000	0.558	1.000	0.796
1.027	0.905	0.966	1.017
0.975	0.771	1.039	1.301
0.411	0.202	7.726	6.473
-	-	-	-
-	-	-	-
0.985	1.058	1.031	1.020
0.985	1.058	1.031	1.020
0.422	0.125	8.033	3.940
0.416	0.173	7.967	2.726
0.419	0.150	8.000	3.313
1.048	0.374	1.000	0.414
1.027	0.883	0.962	0.973
0.964	0.627	1.038	0.873
0.431	0.132	7.698	3.223
-	-	-	-
-	-	-	-
0.985	1.058	1.031	1.020
0.985	1.058	1.031	1.020
0.402	0.122	8.054	2.607
0.402	0.280	8.021	6.969
0.402	0.195	8.038	4.615
1.004	0.487	1.005	0.577
1.032	0.920	0.966	1.026
1.005	0.719	1.053	1.000
0.415	0.179	7.762	4.735
-	-	-	-
-	-	-	-

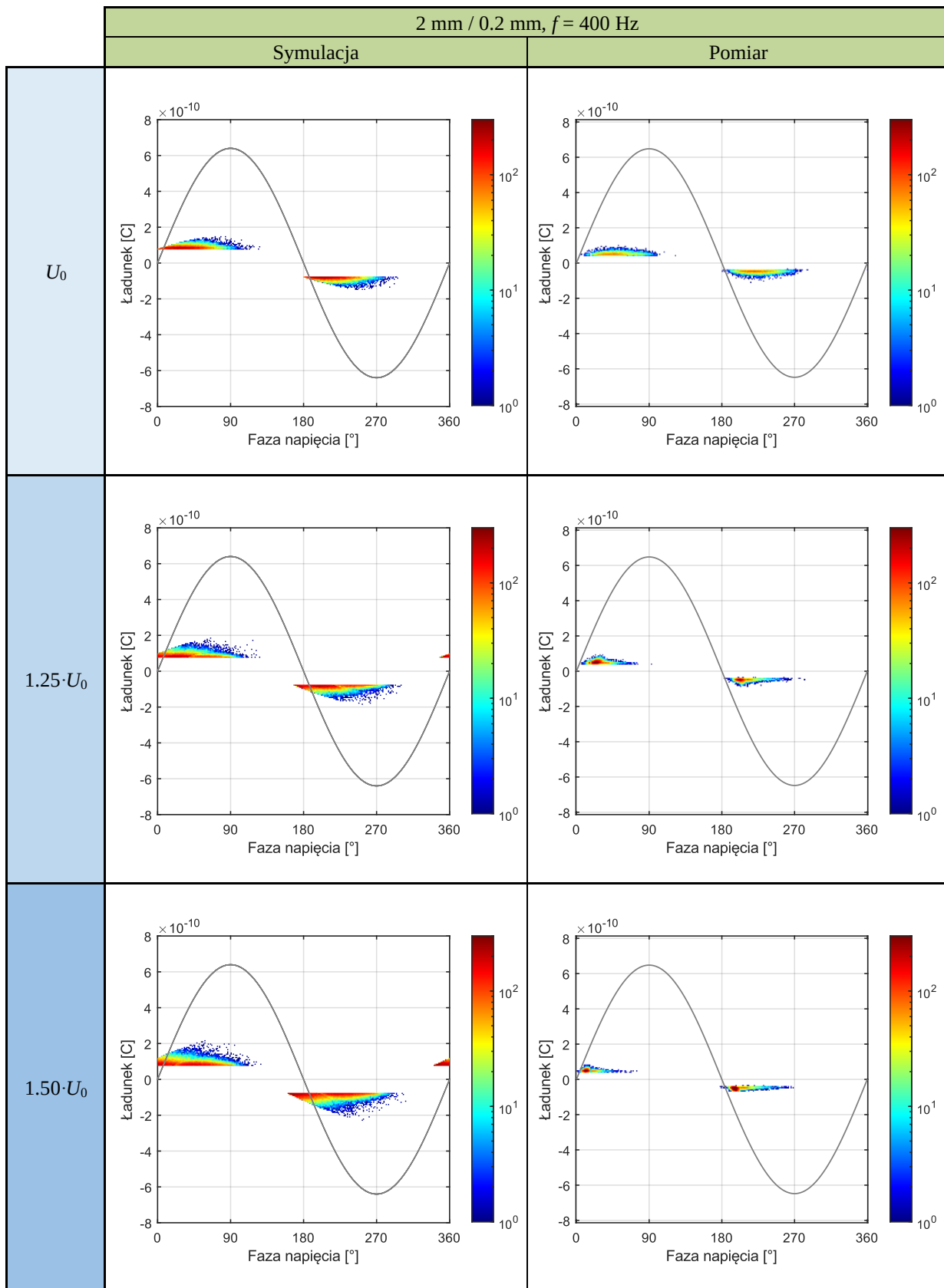
$1.25 \cdot U_0$ / U_0	N	1.382	1.442	-	1.319	2.151	-	1.319	1.119	-
	Q_{avg}	1.031	1.000	-	1.031	1.025	-	1.028	0.981	-
	Q_{max}	1.212	1.000	-	1.226	1.229	-	1.226	0.824	-
	Q_{total}	1.425	1.443	-	1.360	2.206	-	1.355	1.098	-
$1.50 \cdot U_0$ / U_0	N	1.811	1.458	-	1.803	1.670	-	1.812	1.210	-
	Q_{avg}	1.062	0.997	-	1.057	0.982	-	1.057	0.991	-
	Q_{max}	1.530	1.000	-	1.484	1.072	-	1.505	0.824	-
	Q_{total}	1.924	1.455	-	1.906	1.639	-	1.915	1.199	-



Rys. 0.16 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 20$ Hz, dla wtrącyń o wymiarach 2 mm / 0.2 mm



Rys. 0.17 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 50$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.2 mm



Rys. 0.18 Symulacyjne oraz pomiarowe obrazy fazowo-rozdzielcze wnz dla trzech napięć zasilania (U_0 , $1.25 \cdot U_0$, $1.50 \cdot U_0$), przy częstotliwości $f = 400$ Hz, dla wtrąciny o wymiarach 2 mm / 0.2 mm

Bibliografia

- [1] T.G. Aakre, E. Kantar, and E. Eberg, "Partial discharge activity in rotating machine type II insulation systems as a function of temperature and AC supply frequency," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 30, no. 4, pp. 1911-1918, 2023.
- [2] H. Acaroğlu and F.P.G. Márquez, "High voltage direct current systems through submarine cables for offshore wind farms: A life-cycle cost analysis with voltage source converters for bulk power transmission," *Energy*, vol. 249, 123713, 2022.
- [3] Z. Achillides, M.G. Danikas, and E. Kyriakides, "Partial discharge modeling and induced charge concept: Comments and criticism of pedersen's model and associated measured transients," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 24, no. 2, pp. 1118-1122, 2017.
- [4] Z. Achillides, G.E. Georghiou, and E. Kyriakides, "Partial discharges and associated transients: the induced charge concept versus capacitive modeling," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 15, no. 6, pp. 1507-1516, 2008.
- [5] Z. Achillides, E. Kyriakides, and M.G. Danikas, "Partial discharge modeling: An advanced capacitive model of void," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 6, pp. 1805-1813, 2019.
- [6] A. Alassi, S. Bañales, O. Ellabban, G. Adam, and C. MacIver, "HVDC transmission: Technology review, market trends and future outlook," *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 112, pp. 530–554, 2019.
- [7] M. Alshaikh Saleh, S.S. Refaat, M. Olesz, H. Abu-Rub, and J. Guziński, "The effect of protrusions on the initiation of partial discharges in XLPE high voltage cables," *Bull. Pol. Acad. Sci. Tech. Sci.*, vol. 6969, e136037, 2021.
- [8] Y.Z. Arief, W.A. Izzati, and Z. Adzis, "Modeling of partial discharge mechanisms in solid dielectric material," *Int. J. Eng. Innovat. Technol.*, vol. 1, no. 4, pp. 315-320, 2012.
- [9] ASTM D149-20 Standard Test Method for Dielectric Breakdown Voltage and Dielectric Strength of Solid Electrical Insulating Materials at Commercial Power Frequencies, 2020.
- [10] N. Babaeva and M. Kushner, "Structure of positive streamers inside gaseous bubbles immersed in liquids," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 42, no. 13, 2009.
- [11] N. Babaeva, G. Naidis, D. Tereshonok, and B. Smirnov, "Streamer breakdown in elongated, compressed and tilted bubbles immersed in water," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 50, no. 36, 2017.
- [12] N. Babaeva, D. Tereshonok, and G. Naidis, "Initiation of breakdown in bubbles immersed in liquids: pre-existed charges versus bubble size," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 48, no. 35, 2015.
- [13] M.A. Baferani et al., "Electric field tailoring in HVDC cable joints utilizing electro-thermal simulation: effect of field grading materials," in *2020 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, Knoxville, 2020, pp. 400-404.
- [14] C. Barry Carter and M. Grant Norton, *Ceramic materials - Science and engineering.*: Springer Science+Business Media, LLC, 2007.
- [15] R. Bartnikas, "Partial discharges. Their mechanism, detection and measurement," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 9, no. 5, pp. 763-808, 2002.
- [16] R. Bartnikas and J.P. Novak, "On the character of different forms of partial discharge and

- their related terminologies," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 28, no. 6, pp. 956-968, 1993.
- [17] T. Boczar, *Analiza zakłóceń w pomiarach akustycznych wyladowań niezupełnych*. Opole: Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej, 2010.
- [18] T. Boczar, *Obiektywizacja wyników akustycznej metody oceny wyladowań niezupełnych przy zastosowaniu do opisu sygnałów analizy statystycznej i cyfrowych metod przetwarzania*. Opole: Oficyna Wydawnicza Politechniki Opolskiej, 2003.
- [19] S.A. Boggs, "Comments on: "A Critical Review of Partial-Discharge Models" (Nov/Dec 2012), & "Analysis of the Partial Discharge Charge Transfer in Extruded Power Cables" (Jan/Feb 2013) [Letter to the editors]," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 30, no. 6, pp. 7-7, 2014.
- [20] S. Boggs, D.H. Damon, J. Hjerrild, J.T. Holboll, and M. Henriksen, "Effect of insulation properties on the field grading of solid dielectric DC cable," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 16, pp. 456–461, 2001.
- [21] S. Boggs and J. Xu, "Water treeing - filled versus unfilled cable insulation," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 17, no. 1, pp. 23-29, 2001.
- [22] M. Borghei, M. Ghassemi, B. Kordi, P. Gill, and D. Oliver, "A Finite Element Analysis Model for Internal Partial Discharges in an Air-Filled, Cylindrical Cavity inside Solid Dielectric," in *IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, Denver, 2021, pp. 260-263.
- [23] R. Brüttsch, M. Tari, K. Fröhlich, T. Weiers, and R. Vogelsang, "Insulation failure mechanisms of power generators," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 24, no. 4, pp. 17-25, 2008.
- [24] F.H. Buller, "Calculation of electrical stresses in DC cable insulation," *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-86, pp. 1169–1178, 1967.
- [25] G. Callender, *Modelling Partial Discharge in Gaseous Voids*.: PhD dissertation, University of Southampton, 2018.
- [26] G. Callender, I.O. Golosnoy, P. Rapisarda, and P.L. Lewin, "Critical analysis of partial discharge dynamics in air filled spherical voids," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 51, no. 12, 2018.
- [27] G. Callender, T. Tanmaneeprasert, and P.L. Lewin, "Simulating partial discharge activity in a cylindrical void using a model of plasma dynamics," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 52, 2019.
- [28] P. Cambareri, C. de Falco, L.D. Rienzo, P. Seri, and G.C. Montanari, "Electric field calculation during voltage transients in HVDC cables: Contribution of polarization processes," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 37, pp. 5425–5432, 2022.
- [29] R. Candela, G.F. Scimemi, P. Romano, and E.R. Sanseverino, "Analysis of partial discharge activity at different temperatures through an heuristic algorithm," *Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielect. Phenom. (CEIDP)*, pp. 202-205, 1999.
- [30] A. Cavallini, R. Ciani, M. Conti, P.F.H. Morshuis, and G.C. Montanari, "Modeling memory phenomena for partial discharge processes in insulation cavities," *IEEE Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenomena*, pp. 723-727, 2003.
- [31] Z. Celiński, *Materiałoznawstwo elektrotechniczne*, 5th ed. Warszawa: Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2018.
- [32] G. Chen and A.E. Davies, "The influence of defects on the short-term breakdown characteristics and long-term dc performance of LDPE insulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 7, pp. 401–407, 2000.
- [33] X. Chen et al., "Electrical treeing behavior of DC and thermally aged polyethylenes utilizing wire-plane electrode geometries," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 21, pp. 45–52, 2014.
- [34] X. Chen, Y. Xu, X. Cao, and S.M. Gubanski, "Electrical treeing behavior at high

- temperature in XLPE cable insulation samples," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 22, no. 5, pp. 2841-2851, 2015.
- [35] Chinh Dang, J.-L. Parpal, and J.-P. Crine, "Electrical aging of extruded dielectric cables: review of existing theories and data," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 3, no. 2, pp. 237-247, 1996.
- [36] M. Choudhary et al., "A review of aging models for electrical insulation in power cables," *Energies*, vol. 15, p. 3408, 2022.
- [37] L.G. Christophorou, J.K. Olthoff, and R.J. Van Brunt, "Sulfur hexafluoride and the electric power industry," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 13, no. 5, pp. 20-24, 1997.
- [38] CIGRÉ Brochure 493 "Non-destructive water-tree detection in XLPE cable insulation", CIGRÉ Working Group D1/B1.20, Paris, 2012.
- [39] *CIGRE Working Group D1.23. Diagnostics and Accelerated Life Endurance Testing of Polymeric Materials for HVDC Application*. Paris, France: CIGRE Technical Brochure 636, 2015.
- [40] COMSOL Multiphysics Reference Manual. [Online].
https://doc.comsol.com/6.0/doc/com.comsol.help.comsol/COMSOL_ReferenceManual.pdf
- [41] G.C. Crichton, P.W. Karlsson, and A. Pedersen, "Partial Discharges in Ellipsoidal and Spheroidal Voids," *IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 24, no. 2, April 1989.
- [42] M.G. Danikas, I.W. McAllister, G.C. Crichton, and A. Pedersen, "Discussion: partial discharges in ellipsoidal and spheroidal voids," *IEEE Transactions on Electrical Insulation*, vol. 26, no. 3, pp. 537-539, 1991.
- [43] A. Dąda, P. Błaut, **P. Mikrut**, M. Kuniewski, and P. Zydrón, "Control of Dielectric Parameters of Micro- and Nanomodified Epoxy Resin Using Electrophoresis," *Energies*, vol. 17, no. 5: 1095, 2024.
- [44] N. Dehlinger and G. Stone, "Surface partial discharge in hydrogenerator stator windings: Causes, symptoms, and remedies," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 36, no. 3, pp. 7-18, 2020.
- [45] X. Deng, W. Li, and B. Liu, "Discharge properties and diagnosis of gas pressure in vacuum interrupter," in *2011 IEEE Power Engineering and Automation Conference*, Wuhan, 2011, pp. 314-317.
- [46] J. Densley, "Ageing mechanisms and diagnostics for power cables - an overview," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 17, no. 1, pp. 14-22, 2001.
- [47] R.J. Densley, "An investigation into the growth of electrical trees in XLPE cable insulation," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. EI-14, no. 3, pp. 148-158, 1979.
- [48] J. Densley, R. Bartnikas, and B.S. Bernstein, "Multi-stress ageing of extruded insulation systems for transmission cables," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 9, no. 1, pp. 15-17, 1993.
- [49] B. Diban and G. Mazzanti, "The effect of temperature and stress coefficients of electrical conductivity on the life of HVDC extruded cable insulation subjected to type test conditions," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 27, no. 4, pp. 1313-1321, 2020.
- [50] B. Diban, G. Mazzanti, and P. Seri, "Life-based geometric design of HVDC cables - Part 1: Parametric analysis," *EEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 29, pp. 973-980, 2022.
- [51] B. Diban, G. Mazzanti, and P. Seri, "Life-based geometric design of HVDC cables - Part 2: Effect of electrical and thermal transients," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 30, pp. 97-105, 2023.
- [52] L.A. Dissado, S.J. Dodd, J.V. Champion, P.I. Williams, and J.M. Alison, "Propagation of electrical tree structures in solid polymeric insulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr.*

- Insul.*, vol. 4, pp. 259–279, 1997.
- [53] L.A. Dissado and J.C. Fothergill, *Electrical Degradation and Breakdown in Polymers*. Chicago, IL, USA: Peregrinus Press, 1992.
- [54] V. Dmitriev et al., "Partial Discharges: Physics and Classification," in *Partial Discharges in Hydroelectric Generators. Power Systems*. Cham: Springer, 2024.
- [55] M. Drissi-Habti, D. Raj-Jiyoti, S. Vijayaraghavan, and E.-C. Fouad, "Numerical Simulation for Void Coalescence (Water Treeing) in XLPE Insulation of Submarine Composite Power Cables," *Energies*, vol. 13, 5472, 2020.
- [56] ENTSO-E, *HVDC Links in System Operations, European Network of Transmission System Operators for Electricity*. Brussels, Belgium: Technical Paper; ENTSO-E, 2019.
- [57] ENTSO-E, "Offshore Transmission Technology," Regional Group North Sea; European Network of Transmission System Operators for Electricity, Brussels, Belgium, 2011.
- [58] C.K. Eoll, "Theory of stress distribution in insulation of high-voltage DC cables: Part I," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. EI-10, pp. 27–35, 1975.
- [59] M.A. Fard, M.E. Farrag, S. McMeekin, and A. Reid, "Electrical treeing in cable insulation under different HVDC operational conditions," *Energies*, vol. 11, 2406, 2018.
- [60] Z. Flisowski, *Technika wysokich napięć*. Warszawa: Wydawnictwo Naukowo – Techniczne, 2009.
- [61] B. Florkowska, "Partial discharge measurements with computer aided system in polyethyleneterephthalate and polypropylene films," in *Proc. High voltage engineering. 8th International Symposium*, Yokohama, Japan, 1993, pp. 41–44.
- [62] B. Florkowska, *Wyladowania niezupełne w układach izolacyjnych wysokiego napięcia – analiza mechanizmów, form i obrazów*. Warszawa: Wydawnictwo IPPT PAN, 1997.
- [63] B. Florkowska, *Wytrzymałość elektryczna gazowych układów izolacyjnych wysokiego napięcia*. Kraków: AGH Uczelniane Wydawnictwo Naukowo – Dydaktyczne, 2009.
- [64] B. Florkowska, M. Florkowski, J. Furgał, J. Roehrich, and P. Zydrón, *Impact of fast transient phenomena on electrical insulation systems*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 2012.
- [65] B. Florkowska, M. Florkowski, J. Roehrich, and P. Zydrón, "Partial discharge mechanism in a non-uniform electric field at higher pressure," *IET Science, Measurement & Technology*, vol. 5, no. 2, pp. 59–66, 2011.
- [66] B. Florkowska, M. Florkowski, R. Włodek, and P. Zydrón, *Mechanizmy, pomiary i analiza wyladowań niezupełnych w diagnostyce układów izolacyjnych wysokiego napięcia*. Warszawa: Wydawnictwo IPPT PAN, 2001.
- [67] B. Florkowska and J. Furgał, *Technika wysokich napięć. Podstawy teoretyczne i laboratorium.*: Wydawnictwa AGH, 2017.
- [68] B. Florkowska, J. Furgał, M. Szczerbiński, R. Włodek, and P. Zydrón, *Materiały elektrotechniczne. Podstawy teoretyczne i zastosowania*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 2010.
- [69] B. Florkowska and R. Włodek, "Pulse height analysis of partial discharges in air," *IEEE Trans. on Electr. Insul.*, vol. 28, no. 6, pp. 932–940, 1993.
- [70] B. Florkowska, R. Włodek, M. Florkowski, and M. Kuniewski, *Wysokie napięcie w elektroenergetyce: wybrane zagadnienia i obliczenia*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 2020.
- [71] B. Florkowska, P. Zydrón, and A. Jackowicz-Korczyński, "Electric field modelling in gas-insulated substation for analysis of conditions for partial discharge phenomena," *Acta Physica Polonica A*, vol. 128, no. 3, pp. 319–325, 2015.

- [72] M. Florkowski, "Influence of insulating material properties on partial discharges at DC voltage," *Energies*, vol. 13, 4305, 2020.
- [73] M. Florkowski, *Partial discharges in high-voltage insulating systems : mechanisms, processing and analytics*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 2020.
- [74] M. Florkowski, B. Florkowska, M. Kuniewski, and P. Zydroń, "Mapping of discharge channels in void creating effective partial discharge area," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 25, no. 6, pp. 2220-2228, 2018.
- [75] M. Florkowski, B. Florkowska, M. Kuniewski, and P. Zydroń, "Mapping of discharge clusters in void based on surface resistivity," in *2018 IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*, Athens, Greece, 2018, pp. 1-4.
- [76] M. Florkowski and M. Kuniewski, "Partial Discharge-Originated Deterioration of Insulating Material Investigated by Surface-Resistance and Potential Mapping," *Energies*, vol. 16, p. 5973, 2023.
- [77] M. Florkowski, M. Kuniewski, and **P. Mikrut**, "Effects of mechanical transversal bending of power cable on partial discharges and dielectric-loss evolution," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, 2024, doi: 10.1109/TDEI.2024.3382642.
- [78] C. Forssen and H. Edin, "Modeling of a discharging cavity in a dielectric material exposed to high electric fields," in *FEMLAB Conference*, Stockholm, 2005.
- [79] C. Forssen and H. Edin, "Partial discharges in a cavity at variable applied frequency part 1: Measurements," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 15, no. 6, pp. 1601-1609, 2008.
- [80] C. Forssen and H. Edin, "Partial discharges in a cavity at variable applied frequency part 2: Measurements and modeling," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 15, no. 6, pp. 1610-1616, 2008.
- [81] J.C. Fothergill, "The coming of Age of HVDC extruded power cables," in *2014 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, Philadelphia, PA, USA, 2014, pp. 124-137.
- [82] U. Fromm, "Interpretation of partial discharges at dc voltages," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 2, no. 5, pp. 761-770, 1995.
- [83] U. Fromm and F.H. Kreuger, "Statistical behaviour of internal partial discharges at DC voltage," *pn. J. Appl. Phys.*, vol. 33, pp. 6708-6715, 1994.
- [84] B. Fruth and L. Niemeyer, "The importance of statistical characteristics of partial discharge data," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 27, no. 1, pp. 60-69, 1992.
- [85] M. Fu, G. Chen, L.A. Dissado, and J.C. Fothergill, "Influence of thermal treatment and residues on space charge accumulation in XLPE for DC power cable application," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, pp. 53-64, 2007.
- [86] T. Fukuda, "Technological progress in high-voltage XLPE power cables in Japan. I," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 4, no. 5, pp. 9-16, 1988.
- [87] T. Fukuda, "Technological progress in high-voltage XLPE power cables in Japan. II," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 4, no. 6, pp. 15-20, 1988.
- [88] Z. Gacek, *Kształtowanie wysokonapięciowych układów izolacyjnych stosowanych w elektroenergetyce*. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2002.
- [89] Z. Gacek and T. Rusek, "Izolatory odstępnikowe w gazoszczelnych przewodach szynowych 123-420 kV," *Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Elektryka*, z. 153, pp. 25-36, 1996.
- [90] Z. Gacek and T. Rusek, "Przegląd rozwiązań wysokonapięciowych gazoszczelnych przewodów szynowych," *Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Elektryka*, z. 189, pp. 29-36, 2004.

- [91] U. Gafvert, H. Edin, and C. Forssen, "Modelling of partial discharge spectra measured with variable applied frequency," *Proceedings Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials*, pp. 839-842, 2003.
- [92] A.A. Ganjovi, G.R. Gupta, and G.R.G. Raju, "A kinetic model of a PD pulse within voids of sub-millimeter dimensions," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 16, no. 6, pp. 1743-1754, 2009.
- [93] F. Gao et al., "Numerical study on partial discharge in a dry air cavity with a two-dimensional fluid model considering practical reactions," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 53, no. 34, p. 345202, 2020.
- [94] A. Gemant and V. Philippoff, "Die Funkenstrecke mit Vorkondensator," *Z. Techn. Phys.*, vol. 13, pp. 425–430, 1932.
- [95] A.C. Gjaerde and J. Sletbak, "Influence of partial discharges on void gas pressure," *Int. Conf. on Partial Discharge*, pp. 119-120, 1993.
- [96] O.E. Gouda, A.A. ElFarskoury, A.R. Elsinny, and A.A. Farag, "Investigating the effect of cavity size within medium-voltage power cable on partial discharge behaviour," *IET Gener. Transm. Distrib.*, vol. 12, no. 5, pp. 1190-1197, 2018.
- [97] L.L. Grigsby (ed.), *Electric power generation, transmission and distribution*. Boca Raton etc.: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2007.
- [98] F. Gutfleisch and L. Niemeyer, "Measurement and Simulation of PD in Epoxy Voids," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 2, no. 5, pp. 729-743, 1995.
- [99] S. Gutiérrez, I. Sancho, L. Fontán, and M. Martínez-Iturralde, "Influence of irregularities within electric fields in high voltage cables," in *2011 CEIDP Annual Report Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenom.*, Cancun, Mexico, 2011, pp. 752-755.
- [100] S. Gutierrez, I. Sancho, L. Fontan, and J.D. No, "Effect of protrusions in HVDC cables," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 19, no. 5, pp. 1774-1781, 2012.
- [101] X. Gu and T. Zhu, "Simulation of electrical field distribution of HVDC and EHVDC cable during load cycles in type test," in *Proceedings of the 2022 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*, Denver, CO, USA, 2022, pp. 83–86.
- [102] F. Haghjoo, E. Khanahmadloo, and S.M. Shahrtash, "Comprehensive 3-capacitors model for partial discharge in power cables," *Compel-Int. J. Comp. Math. Electr. Electron. Eng.*, vol. 31, no. 2, pp. 346-368, 2012.
- [103] T.J. Hammons et al., "State of the art in ultrahigh-voltage," *Proc. IEEE*, vol. 100, pp. 360–390, 2012.
- [104] R.N. Hampton, "Some of the considerations for materials operating under high-voltage, direct-current stresses," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 24, pp. 5–13, 2008.
- [105] M. He, G. Chen, and P.L. Lewin, "Field distortion by a single cavity in HVDC XLPE cable under steady state," *High Volt.*, vol. 1, pp. 107–114, 2016.
- [106] M. He et al., "Numerical modelling on partial discharge in HVDC XLPE cable," *COMPEL - Int. J. Comput. Math. Electr. Electron. Eng.*, vol. 37, pp. 986–999, 2018.
- [107] M. He et al., "Numerical study of influential factors on partial discharges in HVDC XLPE cables," *COMPEL - Int. J. Comput. Math. Electr. Electron. Eng.*, vol. 37, pp. 1110–1117, 2018.
- [108] C. Heitz, "A generalized model for partial discharge processes based on a stochastic process approach," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 32, pp. 1012–1023, 1999.
- [109] S. Hellesø, J.T. Benjaminsen, M. Selsjord, and S. Hvidsten, "Water tree initiation and growth in XLPE cables under static and dynamic mechanical stress," in *2012 IEEE Int.*

- Symp. Electr. Insul. (2012 IEEE ISEI)*, San Juan, PR, USA, 2012, pp. 623-627.
- [110] M. Hikita et al., "Partial Discharge Phenomena in Artificial Cavity in Epoxy Cast Resin Insulation System," *IEEE Int'l. Sympos. Electr. Insul.*, pp. 1-5, 2010.
 - [111] H. Hirte, S. Kornhuber, S. Braun, and P. Werle, "Review on space charge induced aging and voltage endurance tests of polymeric insulating materials under high DC voltage," in *2022 Int. Conf. Diagnostics in Electr. Eng. (Diagnostika)*, Pilsen, Czech Republic, 2022, pp. 1-5.
 - [112] N. Hozumi, H. Michiue, H. Nagae, Y. Muramoto, and M. Nagao, "Time-lag measurement of void discharges for the clarification of the factor for partial discharge pattern," *IEEE Annu. Rep. Conf. Electr. Insul. Dielect. Phenom. (CEIDP)*, pp. 717-720, 2000.
 - [113] <https://electronicslovers.com/2018/07/corona-effect-can-influence-the-overhead-transmission-lines.html> (dostęp 21.02.2024).
 - [114] X. Huang (ed.) and T. Tanaka (ed.), *Polymer composites for electrical engineering.*: John Wiley & Sons Ltd., 2022.
 - [115] Z.Y. Huang, J.A. Pilgrim, P.L. Lewin, S.G. Swingler, and G. Tzemis, "Thermal-electric rating method for mass-impregnated paper-insulated HVDC cable circuits," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 30, pp. 437–444, 2015.
 - [116] D. Huang, Y. Shu, J. Ruan, and Y. Hu, "Ultra High Voltage Transmission in China: Developments, Current Status and Future Prospects," *Proc. IEEE*, vol. 97, no. 3, pp. 555-583, 2009.
 - [117] C. Hudon, R. Bartnikas, and M.R. Wertheimer, "Effect of physico-chemical degradation of epoxy resin on partial discharge behavior," *IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul.*, vol. 2, no. 6, pp. 1083-1094, 1995.
 - [118] C. Humpert, "Long distance transmission systems for the future electricity supply - Analysis of possibilities and restrictions," *Energy*, vol. 48, pp. 278–283, 2012.
 - [119] IEC 60034-18-41:2014+AMD1:2019 CSV Rotating electrical machines - Part 18-41: Partial discharge free electrical insulation systems (Type I) used in rotating electrical machines fed from voltage converters - Qualification and quality control tests, IEC, Geneva, 2019.
 - [120] IEC 60034-18-42:2017+AMD1:2020 CSV Rotating electrical machines - Part 18-42: Partial discharge resistant electrical insulation systems (Type II) used in rotating electrical machines fed from voltage converters - Qualification tests, IEC, Geneva, 2020.
 - [121] IEC 60243-1 Electric strength of insulation materials - Test method - Part 1: Tests at power frequencies, 2013.
 - [122] IEC 60270:2000+A1:2015 High-voltage test techniques - Partial discharge measurements, 2015.
 - [123] IEC 60505:2011 Evaluation and Qualification of Electrical Insulation Systems, 2011.
 - [124] IEC TS 62478:2016 High voltage test techniques – Measurement of partial discharges by electromagnetic and acoustic methods, IEC Technical Specification, IEC, Geneva, 2016.
 - [125] R. Ierusalimski, L.H. de Figueiredo, and W. Celes. Reference manual of the programming language LUA 4.0. [Online]. <https://www.femm.info/Archives/doc/refman-4.0.pdf>
 - [126] E. Ildstad, "Challenging defects of high voltage insulation systems," in *2019 IEEE Conf. Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*, Richland, WA, USA, 2019, pp. 1-13.
 - [127] E. Ildstad, "Whitehead memorial lecture: Challenging defects of high voltage insulation systems," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 36, no. 1, pp. 53-62, 2020.

- [128] E. Ildstad and T. Haave, "Conduction and partial discharge activity in HVDC cable insulation of lapped polypropylene films," *IEEE Int. Conf. on Solid Dielectr. (ICSD)*, pp. 137-140, 2001.
- [129] H. Illias, *Measurement and simulation of partial discharges within a spherical cavity in a solid dielectric material.*: PhD dissertation, University of Southampton, 2011.
- [130] H. Illias, G. Chen, A.H.A Bakar, H. Mokhlis, and M.A. Tunio, "Partial discharges within two spherical voids in an epoxy resin," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 46, no. 33, 2013.
- [131] H. Illias, G. Chen, and P.L. Lewin, "Comparison between Three-Capacitance, Analytical-based and Finite Element Analysis Partial Discharge Models in Condition Monitoring," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 1, pp. 99-109, 2017.
- [132] H. Illias, G. Chen, and P.L. Lewin, "Modeling of Partial Discharge Activity in Spherical Cavities Within a Dielectric Material," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 27, no. 1, pp. 38-45, 2011.
- [133] H. Illias, G. Chen, and P.L. Lewin, "Partial Discharge Behavior within a Spherical Cavity in a Solid Dielectric Material as a Function of Frequency and Amplitude of the Applied Voltage," *IEEE Trans. on Dielectrics, and Electrical Insulation*, vol. 18, no. 2, pp. 432-443, April 2011.
- [134] H. Illias, G. Chen, and P.L. Lewin, "Partial discharge within a spherical cavity in a dielectric material as a function of cavity size and material temperature," *IET Sci. Meas. Technol.*, vol. 6, no. 4, pp. 52-62, 2012.
- [135] H. Illias, G. Chen, and P.L. Lewin, "The influence of spherical cavity surface charge distribution on the sequence of partial discharge events," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 44, no. 24, June 2011.
- [136] H. Illias, M.A. Tunio, A.H.A. Bakar, H. Mokhlis, and G. Chen, "Partial discharge behaviours within a void-dielectric system under square waveform applied voltage stress," *IET Sci. Meas. Technol.*, vol. 8, no. 2, pp. 81-88, 2014.
- [137] H. Illias, M.A. Tunio, A.H.A. Bakar, H. Mokhlis, and G. Chen, "Partial discharge phenomena within an artificial void in cable insulation geometry: experimental validation and simulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 23, no. 1, pp. 451-459, 2016.
- [138] H. Illias, M.A. Tunio, H. Mokhlis, G. Chen, and A.H.A. Bakar, "Determination of partial discharge time lag in void using physical model approach," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 22, no. 1, pp. 463-471, February 2015.
- [139] H. Illias, M.A. Tunio, H. Mokhlis, G. Chen, and A.H.A. Bakar, "Experiment and modeling of void discharges within dielectric insulation material under impulse voltage," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 22, no. 4, pp. 2252-2260, 2015.
- [140] J. Jacob, P. Preetha, and S.T. Krishnan, "Review on natural ester and nanofluids as an environmental friendly alternative to transformer mineral oil," *IET Nanodielectrics*, vol. 3, no. 2, pp. 33-43, 2020.
- [141] J.P. Jones, J.P. Llewellyn, and T.J. Lewis, "The contribution of field-induced morphological change to the electrical aging and breakdown of polyethylene," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 12, pp. 951-966, 2005.
- [142] D. Jovcic and K. Ahmed, *High-Voltage Direct-Current Transmission. Converters, Systems and DC Grids*. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, 2015.
- [143] S. Kageyama, M. Ono, and S. Chabata, "Microvoids in crosslinked polyethylene insulated cables," *IEEE Trans. Power Apparatus and Systems*, vol. 94, pp. 1258-1263, 1975.
- [144] A. Kalair, N. Abas, and N. Khan, "Comparative study of HVAC and HVDC transmission systems," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 59, pp. 1653-1675, 2016.
- [145] K. Kaminaga et al., "Development of 500-kV XLPE cables and accessories for long-

- distance underground transmission lines. V. Long-term performance for 500-kV XLPE cables and joints," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 11, pp. 1185–1194, 1996.
- [146] Keysight, User's Guide for B2981A/B2983A Femto / Picoammeter and B2985A/B2987A Electrometer / High R Meter.
- [147] M.S. Khalil, "International research and development trends and problems of HVDC cables with polymeric insulation," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 13, pp. 35–47, 1997.
- [148] M.S. Khalil and A. Gastli, "Investigation of the dependence of DC insulation resistivity of ultra-clean polyethylene on temperature and electric field," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, pp. 699–704, 1999.
- [149] J. Kindersberger and C. Lederle, "Surface charge decay on insulators in air and sulfurhexafluorid - Part I: Simulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 15, no. 4, pp. 941-948, August 2008.
- [150] J. Kindersberger and C. Lederle, "Surface charge decay on insulators in air and sulfurhexafluorid - Part II: Measurements," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 15, no. 4, pp. 949-957, August 2008.
- [151] D. Kind and H. Kärner, *High-Voltage Insulation Technology*. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 1985.
- [152] F.H. Kreuger and U. Fromm, "Partial Discharges in Gaseous Voids for DC Voltage," *Jpn. J. Appl. Phys.*, vol. 33, no. 2R, 1994.
- [153] A. Kuchler, *High voltage engineering : Fundamentals - technology - applications*. Berlin: Springer Vieweg, 2018.
- [154] E. Kuffel, W.S. Zaengl, and J. Kuffel, *High voltage engineering : Fundamentals*. Newnes: Oxford, 2000.
- [155] S. Kumara, Y.V. Serdyuk, and S.M. Gubanski, "Surface charge decay on polymeric materials under different neutralization modes in air," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 18, no. 5, pp. 1779-1788, October 2011.
- [156] S. Kumara, Y.V. Serdyuk, and M. Jeroense, "Calculation of electric fields in HVDC cables: Comparison of different models," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 28, pp. 1070–1078, 2012.
- [157] A.L. Kupershtokh et al., "Stochastic models of partial discharge activity in solid and liquid dielectrics," *IET Sci. Meas. Technol.*, vol. 1, no. 6, pp. 303-311, 2007.
- [158] Z. Lei et al., "Partial discharges of cavities in ethylene propylene rubber insulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 21, pp. 1647–1659, 2014.
- [159] E. Lemke, "A critical review of partial-discharge models," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 28, no. 6, pp. 11-16, 2012.
- [160] E. Lemke, "Analysis of the partial discharge charge transfer in extruded power cables," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 29, no. 1, pp. 24-28, 2013.
- [161] E. Lemke, M. Muhr, and W. Hauschild, "Modeling of Cavity Discharges under AC and DC Voltage — Part I: Limitations of the Network-based PD Model," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 27, no. 6, pp. 1845-1852, 2020.
- [162] E. Lemke, M. Muhr, and W. Hauschild, "Modeling of Cavity Discharges under AC and DC Voltage — Part II: Opportunities of the Dipole-based PD Model," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 27, no. 6, pp. 1853-1860, 2020.
- [163] Z. Li and B. Du, "Polymeric insulation for high-voltage dc extruded cables: Challenges and development directions," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 34, pp. 30–43, 2018.
- [164] Y. Li, H. Liu, X. Fan, and X. Tian, "Engineering practices for the integration of large-scale renewable energy VSC-HVDC systems," *Glob. Energy Interconnect.*, vol. 3, pp.

- 149–157, 2020.
- [165] Z. Li et al., "Review on DC transmission systems for integrating large-scale offshore wind farms," *Energy Convers. Econ.*, vol. 2, pp. 1–14, 2021.
- [166] R. Liu, "Long-distance DC electrical power transmission," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 29, pp. 37–46, 2013.
- [167] T. Liu et al., "A new method of estimating the inverse power law ageing parameter of XLPE based on step-stress tests," in *2013 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, Chenzhen, China, 2013, pp. 69–72.
- [168] F. Liu, S.M. Rowland, H. Zheng, and V. Peesapati, "Electrical tree growth in LDPE: Fine channel development during negative DC ramp down," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 29, pp. 1218–1220, 2022.
- [169] H. Liu, M. Zhang, Y. Liu, X. Xu, and A. Liu, "Growth and partial discharge characteristics of DC electrical trees in cross-linked polyethylene," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 26, pp. 1965–1972, 2019.
- [170] J. Li et al., "The effect of accelerated water tree ageing on the properties of XLPE cable insulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 8, pp. 1562–1569, 2011.
- [171] R.G. Lyons, *Wprowadzenie do cyfrowego przetwarzania sygnałów*. Warszawa: Wydawnictwa Komunikacji i Łączności WKŁ, 2010.
- [172] G.d.O. Machado, L.C. Gomes, A.W.F.V. da Silveira, C.E. Tavares, and D.A. de Andrade, "Impacts of Harmonic Voltage Distortions on the Dynamic Behavior and the PRPD Patterns of Partial Discharges in an Air Cavity Inside a Solid Dielectric Material," *Energies*, vol. 15, 2022.
- [173] V. Madonna et al., "Thermal overload and insulation aging of short duty cycle, aerospace motors," *IEEE Trans. Industrial Electronics*, vol. 67, no. 4, pp. 2618–2629, 2019.
- [174] D.K. Mahanta, "Green transformer oil: A review," in *2020 IEEE Int. Conf. Envir. Electr. Eng. and 2020 IEEE Industr. Commercial Pow. Sys. Europe (EEEIC/I&CPS Europe)*, Madrid, Spain, 2020, pp. 1–6.
- [175] M. Mahdipour, A. Akbari, and P. Werle, "Charge concept in partial discharge in power cables," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 2, pp. 817–825, 2017.
- [176] C. Maninder et al., "A review of aging models for electrical insulation in power cables," *Energies*, vol. 15, no. 9, p. 3408, 2022.
- [177] D.E.A. Mansour et al., "Charge accumulation effects on time transition of partial discharge activity at GIS spacer defects," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 17, pp. 247–255, 2010.
- [178] L. Markey and G.C. Stevens, "Microstructural characterization of XLPE electrical insulation in power cables: Determination of void size distributions using TEM," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 36, pp. 2569–2583, 2003.
- [179] J. Martinez-Vega (ed.), *Dielectric materials for electrical engineering.*: Wiley-ISTE, 2013.
- [180] S. Maruyama et al., "Development of a 500 kV DC XLPE cable system," *Furukawa Rev.*, vol. 25, pp. 47–52, 2004.
- [181] M. Marzinotto and G. Mazzanti, "The statistical enlargement law for HVDC cable lines part 1: Theory and application to the enlargement in length," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 22, pp. 192–201, 2015.
- [182] G. Mazzanti, "Issues and challenges for HVDC extruded cable systems," *Energies*, vol. 14, 4504, 2021.
- [183] G. Mazzanti, "Updated Review of the Life and Reliability Models for HVDC Cables,"

- IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 30, no. 4, pp. 1371-1390, 2023.
- [184] G. Mazzanti and M. Marzinotto, *Extruded Cables for High-Voltage Direct-Current Transmission: Advances in Research and Development*. Hoboken, NJ, USA: Wiley-IEEE Press, 2013.
- [185] G. Mazzanti and G.C. Montanari, "Electrical aging and life models: the role of space charge," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 12, no. 5, pp. 876-890, 2005.
- [186] G. Mazzanti, G.C. Montanari, and F. Civenni, "Model of inception and growth of damage from microvoids in polyethylene-based materials for HVDC cables. 1. Theoretical approach," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, pp. 1242-1254, 2007.
- [187] G. Mazzanti, G.C. Montanari, and F. Civenni, "Model of inception and growth of damage from microvoids in polyethylene-based materials for HVDC cables. 2. Parametric Investigation and Data Fitting," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 14, pp. 1255-1263, 2007.
- [188] I.W. McAllister, "Electric field theory and the fallacy of void capacitance," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 26, no. 3, pp. 458-459, 1991.
- [189] I.W. McAllister, "Partial discharges in spheroidal voids. Void orientation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 4, pp. 456-461, 1997.
- [190] J.M. Meek and J.D. Craggs, *Electrical Breakdown of Gases.*: John Wiley-Sons Ltd., 1978.
- [191] D. Meeker. (2020) Finite Element Method Magnetics version 4.2 - User's Manual. [Online]. <https://www.femm.info/wiki/Files/files.xml?action=download&file=manual.pdf>
- [192] M. Miceli, V. Carvelli, and M. Drissi-Habti, "Modelling electro-mechanical behaviour of an XLPE insulation layer for Hi-Voltage composite power cables: Effect of voids on onset of coalescence," *Energies*, vol. 16, 4620, 2023.
- [193] **P. Mikrut** and P. Zydrón, "Partial discharge modeling in a gaseous inclusion located on the radius of a loaded HVDC XLPE cable," in *Proceedings of the XVII Conference Progress in Applied Electrical Engineering (PAEE 2023)*, Kościelisko, Poland, 2023.
- [194] **P. Mikrut** and P. Zydrón, "Modelowanie numeryczne i analiza warunków powstawania wyładowań niezupełnych w defektach układów izolacyjnych wysokiego napięcia," *ZN Wydziału EiA Politechniki Gdańskiej*, no. 46, pp. 77-80, 2015.
- [195] **P. Mikrut** and P. Zydrón, "Numerical modeling of PD pulses formation in a gaseous void located in XLPE insulation of a loaded HVDC cable," *Energies*, vol. 16, p. 6374, 2023.
- [196] T. Mizutani, T. Kondo, and K. Nakao, "Change in partial discharge properties of a void in LDPE," *1999 Annual Report Conf. on Electr. Insul. and Dielectr. Phenomena*, vol. 1, pp. 257-260, 1991.
- [197] G.C. Montanari, "Aging and life models for insulation systems based on PD detection," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 2, no. 4, pp. 667-675, 1995.
- [198] G.C. Montanari, "Notes on theoretical and practical aspects of polymeric insulation aging," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 29, no. 4, pp. 34-44, 2013.
- [199] G.C. Montanari, P. Morshuis, P. Seri, and R. Ghosh, "Ageing and reliability of electrical insulation: The risk of hybrid AC/DC grids," *High Volt.*, vol. 5, pp. 620-627, 2020.
- [200] G.C. Montanari, P. Seri, and L.A. Dissado, "Aging mechanisms of polymeric materials under DC electrical stress: A new approach and similarities to mechanical aging," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 26, pp. 634-641, 2019.
- [201] G.C. Montanari and L. Simoni, "Aging phenomenology and modeling," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 28, no. 5, pp. 755-776, 1993.
- [202] P.H.F. Morshuis, *Partial Discharge Mechanisms.*: PhD dissertation, Thesis Technical

University Delft, Delft University Press, 1993.

- [203] P. Morshuis, A. Cavallini, G.C. Montanari, F. Puletti, and A. Contin, "The behavior of physical and stochastic parameters from partial discharges in spherical voids," *Int. Conf. Prop. Appl. Dielect. Mater. (ICPADM)*, pp. 304-307, 2000.
- [204] P.H.F. Morshuis and J.J. Smit, "Partial discharges at DC voltage: Their mechanism, detection and analysis," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 12, pp. 328-340, 2005.
- [205] H. Mościcka-Grzesiak, *Inżyniera wysokich napięć w elektroenergetyce – praca zbiorowa.*: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 1996.
- [206] Y. Murata et al., "Development of high voltage DC XLPE cable system," *SEI Tech. Rev.*, vol. 76, pp. 55-62, 2013.
- [207] H. Naderiallaf, P. Seri, and G.C. Montanari, "Designing a HVDC insulation system to endure electrical and thermal stresses under operation. Part I: Partial discharge magnitude and repetition rate during transients and in DC steady state," *IEEE Access*, vol. 9, pp. 35730-35739, 2021.
- [208] H. Naderiallaf, P. Seri, and G.C. Montanari, "Investigating conditions for an unexpected additional source of partial discharges in DC cables: Load power variations," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 36, pp. 3082-3090, 2021.
- [209] Y. Namiki, H. Shimanuki, F. Aida, and M. Morita, "A study on microvoids and their filling in crosslinked polyethylene insulated cables," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. EI-15, no. 6, pp. 473-480.
- [210] T.S. Negm, M. Refaey, and A.A. Hossam-Eldin, "Modeling and simulation of internal Partial Discharges in solid dielectrics under variable applied frequencies," *Int. Mid. East Powe. Syst. Conf. (MEPCON)*, pp. 639-644, 2016.
- [211] L. Niemeyer, "A generalized approach to partial discharge modeling," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 2, no. 4, pp. 510-524, 1995.
- [212] V. Nikonov, R. Bartnikas, and M.R. Wertheimer, "Surface charge and photoionization effects in short air gaps undergoing discharges at atmospheric pressure," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 34, no. 19, 2001.
- [213] NIST Chemistry WebBook, NIST Standard Reference Database Number 69, National Institute of Standards and Technology, US Department of Commerce, USA, 2023.
- [214] J.P. Novak and R. Bartnikas, "Effect of dielectric surfaces on the nature of partial discharges," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 7, no. 1, pp. 146-151, 2000.
- [215] T. Nuorala, J. Lehtonen, and M. Takala, "Developement of insulation system for variable speed driven motors; performance of a corona resistant magnet wire," in *Proc. of the 23rd Nordic Insulation Symposium Nord-IS No. 23*, Trondheim, Norway, 2013.
- [216] A.G. Ovsyannikov, S.M. Korobeynikov, and D.V. Vagin, "Simulation of apparent and true charges of partial discharges," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 6, pp. 3687-3693, 2017.
- [217] E.P. Pagger, N. Pattanadech, F. Uhlig, and M. Muhr, *Biological insulating liquids - New insulating liquids for high voltage engineering.*: Springer Verlag, 2023.
- [218] C. Pan, G. Chen, J. Tang, and K. Wu, "Numerical modeling of partial discharges in a solid dielectric-bounded cavity: A review," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 3, pp. 981-1000, June 2019.
- [219] C. Pan et al., "Simulation of partial discharge sequences using fluid equations," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 44, no. 25, 2011.
- [220] C. Pan, W.B. Song, J. Tang, Y. Luo, and X.Y. Luo, "The influence of sample configuration on pd frequency at DC voltage," *IEEE Int. Conf. High Voltage Eng. Appl. (ICHVE)*, 2018.

- [221] C. Pan et al., "Investigation of cavity PD physical processes at DC voltage by simulation," *EEJ Trans. Electr. Electron. Eng.*, vol. 13, no. 10, pp. 1376-1383, 2018.
- [222] C. Pan et al., "Understanding Partial Discharge Behavior from the Memory Effect Induced by Residual Charges: A Review," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 27, no. 6, pp. 1951-1965, 2020.
- [223] C. Pan et al., "The effect of surface charge decay on the variation of partial discharge location," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 23, no. 4, pp. 2241-2249, 2016.
- [224] C. Pan et al., "Simulation of cavity PD sequences at DC voltage by considering surface charge decay," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 50, no. 20, 2017.
- [225] C. Pan, K. Wu, Y. Meng, Y. Cheng, and J. Tang, "The effect of discharge area variation on stochastic characters of PD magnitude," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 1, pp. 217-226, February 2017.
- [226] G. Paolletti and A. Golubev, "Partial discharge theory and applications to electrical systems," in *Conference Record of 1999 Annual Pulp and Paper Industry Technical Conference*, Seattle, WA, USA, 1999, pp. 124-138.
- [227] G. Parent, M. Rossi, S. Duchesne, and P. Dula, "Determination of partial discharge inception voltage and location of partial discharges by means of Paschen's theory and FEM," *IEEE Trans. Magnetics*, vol. 55, no. 6, p. 7203504, 2019.
- [228] M. Parol, S. Robak, Ł. Rokicki, and J. Wasilewski, "Cable links designing in HVAC and HVDC submarine power grids - Selected issues," *Prz. Elektrotech.*, vol. 95, pp. 7-13, 2019.
- [229] R. Patsch and F. Berton, "Pulse sequence analysis - a diagnostic tool based on the physics behind partial discharges," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 35, no. 1, pp. 25-32, 2002.
- [230] A. Pedersen, "On the electrodynamics of partial discharges in voids in solid dielectrics," *3rd Int'l. Conf. Conduction and Breakdown in Solid Dielectr.*, pp. 107-116, 1989.
- [231] A. Pedersen, G.C. Crichton, and I.W. McAllister, "PD-related stresses in the bulk dielectric for ellipsoidal voids," *IEEE Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenomena*, pp. 79-84, 1994.
- [232] A. Pedersen, G.C. Crichton, and I.W. McAllister, "The functional relation between partial discharges and induced charge," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 2, pp. 535-543, 1995.
- [233] A. Pedersen, G.C. Crichton, and I.W. McAllister, "The theory and measurements of partial discharge transients," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 26, pp. 487-489, 1991.
- [234] A.J. Phillips, D.J. Childs, and H.M. Schneider, "Aging of non-ceramic insulators due to corona from water drops," *IEEE Trans. Power Deliv.*, vol. 14, no. 3, pp. 1081-1089, 1999.
- [235] PN-EN 60270:2003 Wysokonapięciowa technika probiercza - Pomiary wyładowań niezupełnych. PKN, Warszawa, 2003.
- [236] Power Diagnostix Systems, ICMsystem - user manual.
- [237] Y. Qiliang, W. Dong, G. Xiaoqing, L. Yigang, and C. Ping, "Development of high voltage XLPE power cable system in China," in *Proc. 6th Int. Conf. Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*, Xi'an, China, vol.1, 2000, pp. 247-253.
- [238] S. Qin and S. Boggs, "Design considerations for high voltage DC components," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 28, pp. 36-44, 2012.
- [239] A. Rakowska, *Linie kablowe prądu stałego. Wybrane zagadnienia*. Poznań: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 2011.
- [240] P. Ranachowski, *Procesy starzeniowe w ceramice elektrotechnicznej*. Warszawa: Prace IPPT IFTR Reports 2/2011. Instytut Podstawowych Problemów Techniki PAN, 2011.

- [241] J. Ranachowski and P. Ranachowski, "Metody akustyczne w badaniach ceramicznych izolatorów energetycznych," in *Materiały VII Symp. Problemy eksploatacji układów izolacyjnych wysokiego napięcia EUI'99*, Zakopane, 1999, pp. 361-368.
- [242] C.W. Reed, "An assessment of material selection for high voltage DC extruded polymer cables," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 33, pp. 22–26, 2017.
- [243] G. Rizzo, P. Romano, A. Imburgia, and G. Ala, "Partial discharges in HVDC cables - The effect of the temperature gradient during load transients," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 28, pp. 1767–1774, 2021.
- [244] J.M. Rodríguez-Serna, R. Albarracín-Sánchez, M. Dong, and M. Ren, "Computer Simulation of Partial Discharges in Voids inside Epoxy Resins Using Three-Capacitance and Analytical Models," *Polymers*, vol. 12, no. 77, 2020.
- [245] R. Ross, "Inception and propagation mechanisms of water treeing," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 5, pp. 660–680, 1998.
- [246] Rozporządzenie Parlamentu Europejskiego i Rady UE 2024/573 z 7 lutego 2024 r. w sprawie fluorowanych gazów cieplarnianych, zmieniające dyrektywę UE 2019/1937 i uchylające rozporządzenie UE nr 517/2014, Dziennik Urzędowy UE. L. 2024.573.
- [247] P. Rózga, A. Beroual, P. Przybyłek, M. Jaroszewski, and K. Strzelecki, "A review on synthetic ester liquids for transformer applications," *Energies*, vol. 13, no. 6429, 2020.
- [248] M. Runde, R. Hegerberg, N. Magnusson, E. Ildstad, and T. Ytrehus, "Cavity formation in mass-impregnated HVDC subsea cables-mechanisms and critical parameters," *IEEE Electr. Insul. Mag.*, vol. 30, no. 2, pp. 22-33, 2014.
- [249] S.S. Samat, I. Musirin, and A.S. Kusim, "The effect of supply voltage on partial discharge properties in solid dielectric," in *IEEE Int. Pow. Eng. Optim. Conf. (IPEOC)*, 2012, pp. 490-495.
- [250] L.S. Schadler and J.K. Nelson, "Polymer nanodielectrics - Short history and future perspective," *J. Appl. Phys.*, vol. 128, no. 12, p. 120902, 2020.
- [251] H.N. Scherer and G.S. Vassell, "Transmission of electric power at ultra-high voltages: Current status and future prospects," *Proc. IEEE*, vol. 73, no. 8, pp. 1252-1278, 1985.
- [252] R. Schifani, R. Candela, and P. Romano, "On PD mechanisms at high temperature in voids included in an epoxy resin," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 8, no. 4, pp. 589-597, 2001.
- [253] Y.V. Serdyuk and M. Gubanski, "Computer modeling of interaction of gas discharge plasma with solid dielectric barriers," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 12, no. 4, pp. 725-735, 2005.
- [254] L. Simoni, G. Mazzanti, G.C. Montanari, and L. Lefebvre, "A general multi-stress life model for insulating materials with or without evidence for thresholds," *IEEE Trans. Electr. Insul.*, vol. 28, no. 3, pp. 349-364, 1993.
- [255] M. Sjöberg, Y.V. Serdyuk, S.M. Gubanski, and M.A.S. Leijon, "Experimental study and numerical modelling of a dielectric barrier discharge in hybrid air-dielectric insulation," *J. Electrostat.*, vol. 59, no. 2, pp. 87-113, 2003.
- [256] A. Sobota, J.H.M. Kanters, E.M. van Veldhuizen, F. Manders, and M. Haverlag, "Statistical time lags in ac discharges," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 44, no. 13, April 2011.
- [257] Solartron , 1260 Impedance/Gain-Phase Analyzer - operating manual, 1996.
- [258] R. Soni and B. Mehta, "A review on transformer condition monitoring with critical investigation of mineral oil and alternate dielectric fluids," *Electric Power Systems Research*, vol. 214, no. 108954, 2023.
- [259] A. Stan, S. Costinaş, and G. Ion, "Overview and assessment of HVDC current

- applications and future trends," *Energies*, vol. 15, 1193, 2022.
- [260] G.C. Stone, E.A. Boulter, I. Culbert, and H. Dhirani, *Electrical Insulation for Rotating Machines: Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*. Milwaukee, WI, USA: Wiley-IEEE Press, 2004.
- [261] G.C. Stone, A. Cavallini, and G. Behrmann, "A review of the history of the development of partial discharge testing," in *2022 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, Knoxville, TN, USA, 2022, pp. 85-89.
- [262] T. Tanmaneeprasert and P.L. Lewin, "Electrical treeing and ageing characteristics in cavities of low density polyethylene dielectrics on partial discharge measurements," in *2016 IEEE Conf. Electr. Insul. Dielectr. Phenomena (CEIDP)*, Toronto, ON, Canada, 2016, pp. 975-978.
- [263] M. Tefferi, *Characterization of Conduction Properties of DC Cable Dielectric Materials.*: Doctoral Dissertation, University of Connecticut Graduate School, 2019.
- [264] TELE-FONIKA Kable S.A. (2022) Kable elektroenergetyczne wysokich i ekstra wysokich napięć. [Online].
https://www.tfkable.com/download/files/upload/files/KATALOG_HV_PL__2022.pdf
- [265] K. Temmen, "Evaluation of surface changes in flat cavities due to ageing by means of phase-angle resolved partial discharge measurement," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 33, pp. 603-608, 2000.
- [266] L. Testa, S. Serra, and G.C. Montanari, "Advanced modeling of electron avalanche process in polymeric dielectric voids: Simulations and experimental validation," *J. Appl. Phys.*, vol. 108, no. 3, 2010.
- [267] V.Y. Ushakov, *Insulation of High-Voltage Equipment*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2004.
- [268] R.J. Van Brunt, "Physics and chemistry of partial discharge and corona. Recent advances and future challenges," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 1, no. 5, pp. 761-784, 1994.
- [269] N. van Schaik and T. Czaszejko, "Conditions of discharge-free operation of XLPE insulated power cable systems," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 15, no. 4, pp. 1120-1130, 2008.
- [270] B. Venkatesulu and M.J. Thomas, "Corona aging studies on silicone rubber nanocomposites," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 17, no. 2, pp. 625-634, 2010.
- [271] J.P. Verboncoeur, "Particle simulation of plasmas: review and advances," *Plasma Phys. Control. Fusion*, vol. 47, no. 5A, pp. A231-A260, 2005.
- [272] T.T.N. Vu, G. Teyssedre, and S. Le Roy, "Electric field distribution in HVDC cable joint in non-stationary conditions," *Energies*, vol. 14, 5401, 2021.
- [273] L. Wang, A. Cavallini, and G.C. Montanari, "Time behavior of gas pressure and PD activity in insulation cavities under AC voltage," *Annual Report of CEIDP*, pp. 1-4, 2010.
- [274] L. Wang, L. Testa, A. Cavallini, and G.C. Montanari, "Relation between the trend of partial discharges and aging models under AC voltage," *IEEE 9th ICPADM*, pp. 268-271, 2009.
- [275] W. Wang et al., "Failure of submarine cables used in high-voltage power transmission: Characteristics, mechanisms, key issues and prospects," *IET Gener Transm Distrib.*, vol. 15, pp. 1387-1402, 2021.
- [276] B.M. Weedy and D. Chu, "HVDC extruded cables - Parameters for determination of stress," *IEEE Trans. Power Appar. Syst.*, vol. PAS-103, pp. 662-667, 1984.
- [277] S. Whitehead, *Dielectric Breakdown of Solid*. Oxford, England: Clearendon Press, 1951.

- [278] R. Winter (ed.), *Guide to certification of electrical insulation systems according to UL Standard 1446 ed.7*. Frankfurt am Main: ZVEI - Zentralverband Elektrotechnik- und Elektronikindustrie e.V., Fachverband Electrical Winding & Insulation Systems, 2019.
- [279] F. Witos, *Badania wyladowań niezupełnych metodą emisji akustycznej i metodą elektryczną*. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2008.
- [280] T. Worzyk, *Submarine Power Cables Design, Installation, Repair, Environmental Aspects*. Berlin/Heidelberg, Germany: Springer, 2009.
- [281] K. Wu, C. Pan, Y. Meng, and Y. Cheng, "Dynamic behavior of surface charge distribution during partial discharge sequences," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 20, no. 2, pp. 612-619, April 2013.
- [282] S. Xiao, X. Zhang, J. Tang, and S. Liu, "A review on SF6 substitute gases and research status of CF3I gases," *Energy Reports*, vol. 4, pp. 486-496, 2018.
- [283] A. Xie, S. Li, X. Zheng, and G. Chen, "The characteristics of electrical trees in the inner and outer layers of different voltage rating XLPE cable insulation," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 42, p. 125106, 2009.
- [284] Y. Zhan et al., "Comparison of two models on simulating electric field in HVDC cable insulation," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 26, pp. 1107-1115, 2019.
- [285] X. Zhen-hua et al., "Fluid simulation model and analysis of partial discharge characteristics of tip defects," in *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, vol. 585, 2020 6th Int. Conf. Energy, Environment and Materials Science, Hulun Buir, China, 28-30 August 2020.
- [286] Y. Zhou, S. Peng, J. Hu, and J. He, "Polymeric insulation materials for HVDC cables: Development, challenges and future perspective," *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 24, no. 3, pp. 1308-1318, 2017.
- [287] H. Zhou et al., *Ultra-High Voltage AC/DC Power Transmission*. Berlin/Heidelberg, Germany: Springer, 2019.
- [288] Y. Zhu et al., "Studies on electric field distribution and partial discharges of XLPE cable at DC voltage," in *Proceedings of the 2018 12th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*, Xi'an, China, 20-24 May 2018, pp. 562-565.
- [289] P. Zydróż, *Materiały wykładowe do przedmiotu „Diagnostyka w elektroenergetyce”*, AGH, Kraków, 2024.
- [290] P. Zydróż, *Sygnały probiercze i pomiarowe w technice wysokich napięć i diagnostyce wysokonapięciowych układów izolacyjnych*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 2011.
- [291] P. Zydróż, M. Bonk, J. Roehrich, **P. Mikrut**, and B. Szafraniak, "Application of the Extended Phase-Resolved PD Patterns for Analysis of PD Activity in Epoxy Resin Insulation," in *2018 Progress in Applied Electrical Engineering (PAEE)*, Koscielisko, Poland, 2018, pp. 1-4.
- [292] P. Zydróż, J. Roehrich, and **P. Mikrut**, "Analiza teoretyczna i modelowanie wpływu harmonicznego napięcia na powstawanie wyladowań niezupełnych w układach izolacyjnych wysokiego napięcia," *ZN Wydziału EiA Politechniki Gdańskiej*, no. 51, pp. 225-228, 2016.
- [293] P. Zydróż, J. Roehrich, **P. Mikrut**, and M. Bonk, "Wyladowania niezupełne w wybranych układach modelowych oraz analiza numeryczna warunków polowych ich powstawania," *ZN Wydziału EiA Politechniki Gdańskiej*, no. 57, pp. 165-170, 2017.