

**ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ**

KURT ŻMUDA

**PROBABILISTYCZNE METODY WYMIAROWANIA LINII
NAPOWIETRZNYCH NA OBCIĄŻENIA ZEWNĘTRZNE**



P. 5548/86

ELEKTRYKA

**Z. 101
GLIWICE
1986**

WYDZIAŁ
MATEMATYKI
I FIZYKI
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 891

KURT ŻMUDA



P. 3348/86

PROBABILISTYCZNE METODY WYMIAROWANIA LINII NAWIETRZNYCH NA OBCIĄŻENIA ZEWNETRZNE

86/89

OPINIODAWCY

Prof. dr hab. inż. Zbigniew Mendera

Doc. dr hab. inż. Jan Popczyk

KOLEGIUM REDAKCYJNE

REDAKTOR NACZELNY — Prof. dr hab. inż. Wiesław Gabzdyl
REDAKTOR DZIAŁU — Doc. dr inż. Zofia Cichowska
SEKRETARZ REDAKCJI — Mgr Elżbieta Stinzing
CZŁONKOWIE KOLEGIUM — Prof. dr hab. inż. Adolf Maciejny
— Prof. dr inż. Stanisław Malzacher
— Prof. dr hab. inż. Bronisław Skinderowicz

OPRACOWANIE REDAKCYJNE

Mgr Anna Błażkiewicz

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0072-4688

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej
ul. Kujawska 3, 44-100 Gliwice

Zakł. 160+85 Ark. wyd. 9,7 Ark. druk. 8,75 Papier offsetowy kl. III, 70x100,70g
Oddane do druku 3.07.86 Podpis. do druku 23.08.86 Druk ukończ. w październiku 1986
Zam 659/86 O-24 Cena zł 148,-

Skład, fotokopie, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

P4/87

SPIS TREŚCI

	Str.
WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ	9
1. WSTĘP	17
2. TRANSFORMACJA WIATRU, OBLODZENIA I TEMPERATURY W LOSOWE OBCIĄŻENIA	21
2.1. Ekstremalne stany zagrożenia	21
2.2. Obciążenie jednostkowe wiatrem przewodów i słupów	23
2.2.1. Struktura wiatru w przestrzeni	23
2.2.2. Współczynnik działania porywów wiatru	25
2.2.3. Rozkład prawdopodobieństwa obciążenia jednostkowego ..	34
2.3. Naciąg przewodów	36
2.4. Siły wewnętrzne w prętach słupów kratowych	41
2.4.1. Określenia wstępne	41
2.4.2. Słupy przelotowe	43
2.4.3. Słupy narożne i odporowo-narożne	47
2.5. Obciążenia i wychylenia łańcuchów izolatorów i przewodów	49
3. WYMIAROWANIE I KOORDYNACJA WYTRZYMAŁOŚCI MECHANICZNEJ ELEMENTÓW LINII	51
3.1. Ryzyko uszkodzenia elementu i odcinka linii	51
3.1.1. Efekt skali czasowej	51
3.1.2. Efekt skali przestrzennej	53
3.2. Optymalizacja ryzyka uszkodzenia wydzielonych elementów	57
3.2.1. Warunek ekonomiczny	57
3.2.2. Optymalizacja przy logarytmo-normalnych rozkładach obciążenia i nośności	59
3.2.3. Optymalizacja przy dowolnych rozkładach obciążenia i nośności	61
3.3. Koordynacja wytrzymałości mechanicznej elementów	63
3.3.1. Cele i metody koordynacji	63
3.3.2. Koordynacja wytrzymałości przewodów roboczych i łańcuchów odciągowych	66
3.3.3. Koordynacja wytrzymałości słupów i fundamentów	69
3.4. Wymiarowanie elementów linii	72

Str.

4. WYMIAROWANIE I KOORDYNACJA WYTRZYMAŁOŚCI ELEKTRYCZNEJ ZMIENNYCH ODSTĘPÓW POWIETRZNYCH	78
4.1. Zakres analizy	78
4.2. Wymiarowanie odstępów ze względu na przepięcia łączeniowe	79
4.2.1. Ocena ryzyką przeskoku	79
4.2.2. Wpływ wiatru na wymiarowanie odstępów	83
4.3. Wymiarowanie odstępów ze względu na przepięcia atmosferyczne .	89
4.4. Wymiarowanie odstępów ze względu na napięcie robocze	92
5. WNIOSKI. KIERUNKI DALESZYCH BADAŃ	95
LITERATURA	98

ANEKSY

ANEKS A. Statystyczno-probabilistyczna charakterystyka wiatru, oblodzenia i temperatury	105
A.1. Wiatr	105
A.1.1. Właściwości porywów wiatru w czasie	105
A.1.2. Zależność prędkości wiatru od wysokości i rodzaju podłoża.	108
A.1.3. Badania statystyczne prędkości wiatru w Polsce	111
A.2. Oblodzenie	116
A.2.1. Wpływ warunków meteorologicznych i obciążenia prądowego ..	116
A.2.2. Wpływ parametrów linii	119
A.2.3. Badania statystyczne masy oblodzenia w Polsce	120
A.2.4. Badania statystyczne oblodzenia i wiatru w Polsce	124
A.3. Temperatura	126
ANEKS B. Obciążenia zakłócenia	128
ANEKS C. Koszt, koszt a nośność oraz rozrzut nośności elementów linii.	133
STRESZCZENIA	137

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

СПИСОК ОСНОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ	9
1. ВВЕДЕНИЕ	17
2. ТРАНСФОРМАЦИЯ ВЕТРА, ОБЛЕДЕНЕНИЯ И ТЕМПЕРАТУРЫ В СЛУЧАЙНЫЕ НАГРУЗКИ	21
2.1. Экстремальные состояния нагрузки	21
2.2. Единичная ветровая нагрузка на провода и конструкции опор ..	23
2.2.1. Структура ветра в пространстве	23
2.2.2. Коэффициент воздействия порывов ветра	25
2.2.3. Закон распределения единичной ветровой нагрузки	34
2.3. Натяжение проводов	36
2.4. Усилия в стержнях решётчатых опор	41
2.4.1. Общие сведения и определения	41
2.4.2. Промежуточные опоры	43
2.4.3. Угловые и анкерно-угловые опоры	47
2.5. Нагрузки и отклонения поддерживающих гирлянд и проводов	49
3. ВЫБОР И КООРДИНАЦИЯ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЛИНИИ	51
3.1. Риск повреждения элемента и участка линии	51
3.1.1. Эффект временного масштаба	51
3.1.2. Эффект пространственного масштаба	53
3.2. Оптимизация риска повреждения выделенных элементов	57
3.2.1. Критерий минимума приведённых затрат	57
3.2.2. Оптимизация при логарифмически нормальных распределениях нагрузки и прочности	59
3.2.3. Оптимизация при произвольных распределениях нагрузки и прочности	61
3.3. Координация механической прочности элементов	63
3.3.1. Цели и методы координации	63
3.3.2. Координация прочности проводов и натяжных гирлянд ...	66
3.3.3. Координация прочности опор и фундаментов	69
3.4. Проектирование элементов линий	72

P4/87

Стр.

4. ВЫБОР И КООРДИНАЦИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ИЗМЕНЯЮЩИХСЯ ВОЗДУШНЫХ ПРОМЕЖУТКОВ	78
4.1. Объем анализа	78
4.2. Выбор промежутков по коммутационным перенапряжениям	79
4.2.1. Оценка риска перекрытия	79
4.2.2. Влияние ветра на выбор промежутков	83
4.3. Выбор промежутков по атмосферным перенапряжениям	89
4.4. Выбор промежутков по рабочему напряжению	92
5. ВЫВОДЫ, НАПРАВЛЕНИЯ СЛЕДУЮЩИХ ИССЛЕДОВАНИЙ	95
ЛИТЕРАТУРА	98

ПРИЛОЖЕНИЯ

ПРИЛОЖЕНИЕ А. Статистическо-вероятностная характеристика ветра, обледенения и температуры	105
А.1. Ветер	105
А.1.1. Свойства порывов ветра во времени	105
А.1.2. Зависимость скорости ветра от высоты и местных полевых условий	108
А.1.3. Статистические исследования скорости ветра в Польше ...	111
А.2. Обледенение	116
А.2.1. Влияние метеорологических условий и тока нагрузки	116
А.2.2. Влияние основных параметров линий	119
А.2.3. Статистические исследования массы обледенения в Польше	120
А.2.4. Статистические исследования обледенения и ветра в Польше	124
А.3. Температура	126
ПРИЛОЖЕНИЕ В. Нагрузки в аварийных режимах	128
ПРИЛОЖЕНИЕ С. Стоимость элементов линий, стоимость в функции прочности, дисперсия прочности элементов линий	133
РЕЗЮМЕ	137

CONTENTS

	Page
LIST OF PRINCIPAL SYMBOLS	9
1. INTRODUCTION	17
2. TRANSFORMATION OF WIND, ICING AND TEMPERATURE INTO RANDOM LOADS .	21
2.1. Extreme loading states	21
2.2. Wind loading on conductors and towers per unit of area	23
2.2.1. Spatial configuration of gusts	23
2.2.2. Gust loading factor	25
2.2.3. Probability distribution of wind loading per unit of area	34
2.3. Tension of conductors	36
2.4. Forces in members of lattice towers	41
2.4.1. Basic concepts and definitions	41
2.4.2. Suspension towers	43
2.4.3. Angle and anchor towers	47
2.5. Loadings and swinging by wind of insulator strings and conductors	49
3. DESIGN AND CO-ORDINATION OF MECHANICAL STRENGTH OF LINE COMPONENTS	51
3.1. Risk of failure of component and line sector	51
3.1.1. Effect of time scale	51
3.1.2. Effect of length scale	53
3.2. Optimization of risk of failure of separated components	57
3.2.1. Total costs equation	57
3.2.2. Optimization at lognormal distributions of load and strength	59
3.2.3. Optimization at optional distributions of load and strength	61
3.3. Co-ordination of mechanical strength of components	63
3.3.1. Purpose and methods of co-ordination	63
3.3.2. Co-ordination of strength of phase conductors and tension insulator strings	66
3.3.3. Co-ordination of strength of towers and foundations .	69
3.4. Design of line components	72

	Page
4. DESIGN AND CO-ORDINATION OF ELECTRICAL STRENGTH OF VARIABLE AIR GAPS	78
4.1. Scope	78
4.2. Air gap dimensioning with respect to switching surge	79
4.2.1. Estimation of risk of flashover	79
4.2.2. Influence of wind on air gap dimensioning	83
4.3. Air gap dimensioning with respect to lightning surge	89
4.4. Air gap dimensioning with respect to operating voltage	92
5. CONCLUSIONS. DIRECTIONS OF FURTHER RESEARCH	95
BIBLIOGRAPHY	98

APPENDIXES

APPENDIX A. Analysis of wind, icing and temperature from overhead line design point of view	105
A.1. Wind	105
A.1.1. Atmospheric turbulence	105
A.1.2. Dependence of wind velocity on height and surface roughness	108
A.1.3. Statistical analysis of wind velocity in Poland	111
A.2. Icing	116
A.2.1. Influence of weather conditions and load current	116
A.2.2. Influence of principal line parameters	119
A.2.3. Statistical analysis of icing mass in Poland	120
A.2.4. Statistical analysis of combined ice and wind loadings in Poland	124
A.3. Temperature	126
APPENDIX B. Emergency loads	128
APPENDIX C. Investment costs of line components, investment costs as a function of strength, strength dispersion of line components	133
SUMMARY	137

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

a	- rozpiętość przęsła (a_w - rozpiętość wiatrowa przęsła, a_c - rozpiętość ciężarowa przęsła); stała
C_e	- współczynnik ekspozycji
C_x	- współczynnik aerodynamiczny
c	- parametr skali rozkładu Gumbela; współczynnik tłumienia liniowego ośrodka
D	- średnica zastępcza oblodzenia
d	- średnica przewodu; sumaryczna długość drogi przeskoku w powietrzu wzdłuż łańcucha izolatorów
F(t)	- chwilowa siła pozioma oddziaływania przewodu na słup
F(X)	- dystrybuanta zmiennej losowej X
f	- częstotliwość; zwis przewodu
$f'(t)$	- składowa zmienna siły F(t)
f(X)	- gęstość prawdopodobieństwa zmiennej losowej X
G	- ciężar (G_p - ciężar przewodu, G_o - ciężar oblodzenia przewodu, G_1 - ciężar łańcucha izolatorów, G_s - ciężar słupa)
g_p	- ciężar przewodu na jednostkę długości
g_o	- ciężar oblodzenia przewodu na jednostkę długości
K	- koszt elementu linii; współczynnik chropowatości podłoża
K(τ)	- funkcja autokorelacyjna procesu stacjonarnego
K($\rho_1, \rho_2; \tau$)	- czasowo-przestrzenna funkcja korelacyjna pola losowego stacjonarnego
K_s	- roczny koszt stały; częściowy współczynnik bezpieczeństwa dla przepięć łączeniowych
K_u	- wartość przeciętna łącznych kosztów uszkodzenia
k	- wskaźnik stanu zagrożenia elementu linii; współczynnik przerwy iskrowej
k_s, k_z	- stałe związane z kosztem uszkodzenia
L	- odstęp powietrzny przewodu do konstrukcji słupa lub między przewodami; składnik równania optymalizacyjnego; stała
L_1	- długość łańcucha izolatorów

- L_p - skala turbulencji wiatru ($L_p = L_x; L_y$ lub L_z)
- M - liczba elementów; masa oblodzenia przewodu na jednostkę długości
- m - współczynnik rocznych kosztów stałych; masa przewodu na jednostkę długości
- N - losowa nośność elementu linii; naciąg przewodu
- N_c - wartość charakterystyczna (centralna) nośności elementu
- n - ekwiwalentna liczba elementów; wykładnik potęgowy we wzorze określającym koszt elementu w funkcji nośności
- P - losowe obciążenie elementu linii; prawdopodobieństwo; 10-minutowe obciążenie wiatrem przewodu na jednostkę długości
- \bar{P} - stopień obciążenia mechanicznego przewodu; ciśnienie atmosferyczne
- $p(x, t)$ - składowa zmienna obciążenia wiatrem przewodu na jednostkę długości w miejscu o współrzędnej x
- Q - ciśnienie 10-minutowej prędkości wiatru
- Q_0 - ciśnienie 10-minutowej prędkości wiatru na oblodzony przewód
- q - współczynnik odciążenia łańcucha izolatorów
- R - ryzyko (prawdopodobieństwo) uszkodzenia mechanicznego elementu lub przeskoku elektrycznego (zwarcia) na elemencie; wypadkowe obciążenie przewodu na jednostkę długości
- R_f - ryzyko przeskoku fazowego
- R_{ff} - ryzyko przeskoku międzyfazowego
- R_l - ryzyko przeskoku w linii
- $r_{x_i v_j}$ - współczynnik korelacji zmiennych losowych $[X_i$ i $X_j]$
- $S(f)$ - gęstość widmowa procesu stacjonarnego
- $S(\rho_1, \rho_2; f)$ - gęstość widmowa wzajemna pola losowego stacjonarnego
- s_2 - współczynnik przepięć łączeniowych o 2-procentowym prawdopodobieństwie przekroczenia
- T - okres powrotu; liczba lat; długość przedziału czasu
- t - czas; zmienna losowa unormowana
- U_m - najwyższe napięcie robocze sieci (wartość skuteczna)
- U_n - napięcie znamionowe sieci (wartość skuteczna)
- U_{50} - 50-procentowe napięcie przeskoku pojedynczego odstepu powietrznego (wartość szczytowa)
- $U_{50, n}$ - 50-procentowe napięcie przeskoku układu równoległego n odstepów powietrznych (wartość szczytowa)

- U_{50s} - 50-procentowa amplituda przepięć łączeniowych (wartość szczytowa)
- u - moda rozkładu Gumbela
- v - średnia prędkość wiatru; 10-minutowa prędkość wiatru
- $v(t)$ - składowa podłużna chwilowej prędkości wiatru
- v_e - ekwiwalentna 10-minutowa prędkość wiatru dla oblodzonego przewodu
- $v_m(\Delta t)$ - maksymalna prędkość wiatru (w danym przedziale czasu) o czasie uśrednienia Δt
- v_o - obliczeniowa 10-minutowa prędkość wiatru; prędkość swobodnego opadania kropelek mżawki lub deszczu
- v_z - zastępcza 10-minutowa prędkość wiatru
- $v(t)$ - składowa zmienna prędkości $V(t)$
- v_f - współczynnik zmienności procesu stacjonarnego $F(t)$
- v_n - współczynnik zmienności napięcia przeskoku n odstepów powietrznych lub łańcuchów izolatorów
- v_s - współczynnik zmienności amplitudy przepięć łączeniowych
- v_x - współczynnik zmienności zmiennej losowej X
- W - obciążenie wiatrem (W_p - obciążenie wiatrem przewodu, W_i - obciążenie wiatrem łańcucha izolatorów, W_s - obciążenie wiatrem słupa)
- w - obciążenie wiatrem na jednostkę powierzchni; wodność mgły
- \bar{X} - wartość oczekiwana zmiennej losowej X
- $\overline{X_i X_j}$ - kowariancja zmiennych losowych X_i i X_j
- \tilde{X} - mediana zmiennej losowej X
- $y(x, t)$ - chwilowe poziome zmienne wychylenie poprzeczne przewodu w miejscu o współrzędnej x
- z - wysokość nad poziomem terenu; argument unormowanej dystrybucji rozkładu normalnego oraz całki Laplace'a
- z_G - wysokość wiatru gradientowego
- α - wykładnik w profilu pionowym średniej prędkości wiatru
- α_N - stała w profilu przepięć łączeniowych
- β - wskaźnik niezawodności Hasofera-Linda; współczynnik działania porywów wiatru
- θ_0 - obliczeniowy kąt wychylenia łańcucha izolatorów
- θ - temperatura

- α - współczynnik krotności kosztów uszkodzenia
- λ - intensywność uszkodzeń; przeciętny roczny czas występowania porywów wiatru
- μ - współczynnik rozległości awarii; lepkość dynamiczna powietrza
- σ - wypadkowy logarytmiczny współczynnik zmienności losowego obciążenia i nośności; częstotliwość efektywna procesu stacjonarnego; lepkość kinematyczna powietrza
- σ_x - logarytmiczny współczynnik zmienności zmiennej losowej X
- ρ - zmienna przestrzenna ($\rho = x, y$ lub z)
- σ - napężenie w przewodzie
- σ_x - odchylenie standardowe zmiennej losowej X
- $\phi(z)$ - całka Laplace'a
- ϕ - współczynnik szczytu procesu stacjonarnego; prawdopodobieństwo trafienia pioruna w określony element linii

LIST OF PRINCIPAL SYMBOLS

- a - span length (a_w - wind span length, a_c - weight span length); constant
- C_e - factor for wind loading as a function of height and of degree of surface roughness
- C_x - drag coefficient
- c - scale factor in Gumbel's distribution; aerodynamic damping coefficient
- D - equivalent icing diameter
- d - diameter of conductor; minimum flashover clearance along insulator string
- $F(t)$ - instantaneous horizontal wind force acting from conductor to tower
- $F(X)$ - probability distribution function of random variable X
- f - frequency; sag
- $f(t)$ - variable component of $F(t)$
- $f(X)$ - probability density function of random variable X
- G - weight (G_p - weight of conductor, G_o - weight of icing on conductor, G_i - weight of insulator string, G_s - weight of tower)
- g_p - weight of conductor per unit of length
- g_o - weight of icing on conductor per unit of length
- K - initial investment costs of line component; surface drag coefficient
- $K(\tau)$ - auto-correlation function of stationary stochastic process
- $K(\rho_1, \rho_2; \tau)$ - cross-correlation function of stationary stochastic process
- K_s - yearly costs; partial safety factor of insulation for switching surge
- K_u - average value of total costs of failure
- k - index of extreme loading state; gap factor
- k_s, k_z - constants connected with costs of failure

L	- air gap between conductor and tower constructions and between phases; component of the economic optimization equation; constant
L_1	- length of insulator string
L_p	- scale of wind turbulence ($L_p = L_x; L_y; L_z$)
M	- number of elements; icing mass on conductor per unit of length
m	- coefficient of yearly costs; mass of conductor per unit of length
N	- random load carrying capacity of line component; tension of conductor
N_c	- central value (mean or median) of load carrying capacity of line component
n	- equivalent number of parallel elements; exponent in the equation of initial investment costs as a function of load carrying capacity of line component
P	- random loading of line component; probability; 10-minute wind loading on conductor per unit of length
p	- mechanical loading degree of conductor; atmospheric pressure
$p(x, t)$	- variable component of wind loading on conductor per unit of length in point with coordinate x
Q	- pressure of 10-minute wind velocity
Q_0	- pressure of 10-minute wind velocity on iced conductor
q	- ratio of weight span length to wind span length
R	- risk (probability) of failure; risk of flashover; resultant loading of conductor per unit of length
R_f	- risk of flashover in one phase-to-earth insulating system of line
R_{ff}	- risk of flashover in one phase-to-phase insulating system of line
R_1	- resultant risk of flashover in line
$r_{X_i X_j}$	- correlation coefficient of random variable X_i and X_j
$S(f)$	- spectral density function of stationary stochastic process
$S(\rho_1, \rho_2; f)$	- cross-spectral density function of stationary stochastic field
s_2	- switching overvoltage coefficient with 2 per cent probability of exceeding
T	- return period; number of years; length of time interval

t	- time; normalized random variable
U_m	- maximal system voltage (r.m.s. value)
U_n	- nominal system voltage (r.m.s. value)
U_{50}	- 50 per cent flashover voltage of single air gap (peak value)
$U_{50, n}$	- 50 per cent flashover voltage of n parallel air gaps (peak value)
U_{50s}	- 50 per cent amplitude of switching surge (peak value)
u	- mode in Gumbel distribution
V	- mean wind velocity; 10-minute wind velocity
$V(t)$	- lengthwise component of instantaneous wind velocity
V_e	- equivalent 10-minute wind velocity for iced conductor
$V_m(\Delta t)$	- maximum (in long time interval) wind velocity with short averaging time Δt
V_0	- design 10-minute wind velocity; falling speed of the rain or drizzle droplets
V_z	- equivalent 10-minute wind velocity
$v(t)$	- variable component of $V(t)$
v_f	- variation coefficient of stochastic process $F(t)$
v_n	- variation coefficient of flashover voltage of n parallel air gaps or insulator strings
v_s	- switching surge amplitude variation coefficient
v_x	- variation coefficient of random variable X
W	- wind loading (W_p - wind loading on conductor, W_i - wind loading on insulator string, W_s - wind loading on tower)
w	- wind loading per unit of area; liquid water contents in air
\bar{X}	- mean value of random variable X
$\overline{X_i X_j}$	- covariance of random variable X_i and X_j
\tilde{X}	- median of random variable X
$y(x, t)$	- instantaneous variable side-sway of conductor in point with coordinate x
z	- height above ground; argument of the normalized Gaussian distribution and of the Laplace's integral
z_G	- gradient height
α	- exponent in the equation of mean wind velocity profile
α_N	- constant in the idealized profile of switching surge
β	- safety index; gust loading factor

- θ_0 - design swing angle of insulator string
- θ - temperature
- α - ratio of total costs of failure to initial investment costs of line component
- λ - failure rate; average annual time of gusty wind duration
- μ - damage extensivity coefficient; dynamic air viscosity
- ν - resultant logarithmic coefficient of variation of random loading and random load carrying capacity; effective frequency of stationary process; kinematic air viscosity
- ν_x - logarithmic coefficient of variation of random variable x
- ρ - space coordinate ($\rho = x; y; z$)
- σ - tensile stress in conductor
- σ_x - standard deviation of random variable x
- $\phi(z)$ - Laplace's integral
- ψ - peak coefficient of stationary process; probability of lightning stroke in the element of the line

1. WSTĘP

Stosowane obecnie deterministyczne zasady wymiarowania elementów linii napowietrznych wysokiego napięcia w dużej części opierają się na koncepcjach, które wykrystalizowały się w początkowym okresie budowy sieci 110 i 220 kV. Polegają one na wymiarowaniu elementów z określonymi współczynnikami bezpieczeństwa, zdefiniowanymi w różny sposób w zależności od tradycji oraz rodzaju elementu. Przyjmowane w wymiarowaniu normowe wartości obciążeń nie są bliżej określone pod względem probabilistycznym i - podobnie jak wartości współczynników bezpieczeństwa - są wynikiem wieloletniej ewolucji opartej na praktyce projektowej, zweryfikowanej w pewnej mierze przez doświadczenia eksploatacyjne.

Najważniejszymi niedostatkami deterministycznych zasad wymiarowania są:

- częściowy, a niekiedy nawet znaczny subiektywizm przy ustalaniu obliczeniowych wartości obciążeń, współczynników bezpieczeństwa itp.,
- nieuwzględnienie w wymiarowaniu niektórych istotnych stanów zagrożenia (lub narażenia) elementów linii,
- brak koordynacji zasad wymiarowania elementów linii dla obciążeń (lub narażeń) mechanicznych, elektrycznych i termicznych,
- brak zróżnicowania lub nieodpowiednie zróżnicowanie współczynników bezpieczeństwa pomiędzy elementami linii, pomiędzy liniami o różnym napięciu znamionowym oraz pomiędzy obiektami sieciowymi (liniami i stacjami),
- przyjmowanie jednakowych współczynników bezpieczeństwa niezależnie od probabilistycznych cech (zwłaszcza rozrzutu) różnych obciążeń mechanicznych, bezpośrednie sumowanie ekstremalnych obciążeń składowych dla wieloźródłowych stanów obciążenia itp.

Badania potwierdzają, że wymagania, tworzone w ciągu długiego czasu i na różnych etapach rozwoju sieci elektroenergetycznych, nie są prawidłowo skoordynowane. Bezpośrednio bądź pośrednio potwierdzają to także opinie specjalistów w dziedzinie wymiarowania elementów sieciowych [86, 102]. W ostatnich kilkunastu latach w wielu zagadnieniach, szczególnie badawczych, nastąpił jednak znaczny postęp. Dotyczy to zwłaszcza racjonalizacji układów izolacyjnych linii [m.in. 5, 9], w pewnym stopniu także wymiarowania linii na prądy robocze i zwarciove [m.in. 92, 141]. Niniejsze monograficzne opracowanie stanowi próbę dokonania postępu w zakresie wymiarowania linii przesyłowych na obciążenia zewnętrzne (klimatyczne), z uwzględnieniem aspektów mechanicznych i elektrycznych.

Warunki klimatyczne mają bardzo poważny wpływ na rozwiązania konstrukcyjne i pracę linii napowietrznych. Obciążenia mechaniczne związane z wia-

trem, oblodzeniem i temperaturą decydują o wymiarowaniu wszystkich elementów linii. Wiatr, powodując wychylenie się przewodów i łańcuchów izolatorów, decyduje także w najczęściej stosowanych rozwiązaniach konstrukcyjnych linii o gabarycie (szerokości) słupów.

Warunki klimatyczne są zróżnicowane w zależności od położenia geograficznego, ukształtowania terenu itp. Określenie ilościowe zjawisk klimatycznych można uzyskać jedynie w oparciu o wieloletnie obserwacje i pomiary. Dużą trudność stwarza także transformacja czynników atmosferycznych w obciążenia elementów linii, ponieważ w większości problemów wymiarowania dotyczy to ekstremalnie dużych obciążeń, pojawiających się bardzo rzadko. Z tego powodu znaczenia nabierają teoretyczne lub półempiryczne metody transformacji, zweryfikowane w badaniach terenowych.

Szersze badania obciążeń zewnętrznych linii rozpoczęto w wielu krajach w latach pięćdziesiątych. W 1964 r. na sesji CIGRE P.H. Juul dokonał krytyki metody naprężeń dopuszczalnych, a także przedstawił probabilistyczne właściwości obciążeń i wytrzymałości materiałów, ideę ryzyka uszkodzenia oraz próbę zastosowania metody półprobabilistycznej w wymiarowaniu słupów. Nieco wcześniej, bo w 1960 r., powołana została w ramach Komitetu Studiów nr 22 CIGRE specjalna Grupa Robocza, działająca do chwili obecnej (WGO6. Niezawodność i bezpieczeństwo linii). Grupa ta inspirowała, analizuje oraz upowszechnia wyniki prac badawczych i teoretycznych w zakresie probabilistycznych metod projektowania elementów linii (zwłaszcza słupów). W ostatnim okresie dużą aktywność na tym polu wykazuje także Komitet Techniczny nr 11 IEC, w ramach którego opracowanych zostało wiele projektów zaleceń, dotyczących badań statystycznych czynników atmosferycznych, obciążeń zewnętrznych i zakłóceń lini i oraz wymiarowania mechanicznego i termicznego linii [124-128].

W Polsce badania obciążeń wiatrowych przewodów w liniach na terenie całego kraju zostały wykonane w latach 1958-62 pod kierunkiem F. Szymika. Pierwszą analizę statystyczną maksymalnych prędkości wiatru oraz analizę ryzyka uszkodzenia słupów wykonali E. Kawko i Z. Nartowski w 1967 r.

W zamieszczonych w spisie literatury pracach, głównie z ostatnich 20 lat, podejmowane były zagadnienia cząstkowe, związane z określonym obciążeniem zewnętrznym lub z określonym elementem linii. Najwięcej publikacji i referatów zawiera wyniki badań terenowych, dotyczących różnych aspektów charakterystyki wiatru i oblodzenia. Prace te stanowią podstawę do syntetycznego ujęcia [22, 31, 60, 124, 127] oraz do badań teoretycznych związanych z obciążeniem wiatrem przewodów i słupów [33, 40, 78]. Opublikowane analizy ryzyka uszkodzenia mechanicznego oraz propozycje zasad wymiarowania [23, 38, 44, 55, 62, 126, 143] w większości cechują się znacznymi uproszczeniami w charakterystyce obciążeń (zwłaszcza dla wieloźródłowych stanów obciążenia), niekompletnością analizy ze względu na stany zagrożenia oraz współpracę elementów, a także oderwaniem od realiów praktycznego wymiarowania elementów (wyjątek stanowią tutaj prace [44, 62]). Rzadko rozpatrywane jest zagadnienie wyboru optymalnego ryzyka uszkodzenia mechanicznego [23, 50, 126],

prawie wyłącznie jako postulat lub w formie ogólnych zasad. Wymiarowanie elektryczne zmiennych odstępów powietrznych poruszają monografie [1, 2] oraz publikacja [27] (jednak autor niniejszej rozprawy nie akceptuje sposobów ujęcia wpływu wiatru przyjętych w pracach [1, 2], natomiast w analizie ryzyka przeskoku [27] uważa za konieczne uwzględnienie łańcuchów izolatorów i innych istotnych czynników).

Prace autora w zakresie rozważanej problematyki trwają od 1970 r. i zapoczątkowane zostały pod kierunkiem Profesora Franciszka Szymika, we współpracy z BSiPE Energoprojekt w Krakowie. Zmierzają one m.in. do nowelizacji normy PN-75/E-05100 w zakresie wymiarowania linii na obciążenie wiatrem oraz wymiarowania odstępów powietrznych na słupie [151, 152]. Prace dotyczące odstępów powietrznych zostały wykorzystane w projektowaniu pierwszej polskiej linii 750 kV [77, 149]. Niniejsza rozprawa stanowi znacznie poszerzoną i pogłębioną syntezę dotychczasowych prac.

Celem rozprawy jest sformułowanie probabilistycznych podstaw wymiarowania linii napowietrznych w zakresie obciążeń zewnętrznych (klimatycznych) w szerokim ujęciu techniczno-ekonomicznym, tj. przy uwzględnieniu konstrukcji linii, charakterystycznych cech wytrzymałościowych i kosztu elementów oraz skutków uszkodzeń elementów. Proponowane metody i modele obliczeniowe umożliwiają ocenę niezawodności elementów oraz określenie wymiernych i uzasadnionych wymagań w tym zakresie. W pracach projektowo-konstrukcyjnych warunkuje to poprawną koordynację wytrzymałości mechanicznej - a w pewnym zakresie także koordynację wytrzymałości elektrycznej - głównych elementów konstrukcyjnych linii. Opracowane metody obliczeniowe, sformułowane jednolicie dla różnych elementów, znajdują oparcie w badaniach czynników atmosferycznych (wiatru, oblodzenia i temperatury) w stacjach meteorologicznych, badaniach terenowych obciążeń zewnętrznych, badaniach (w stacjach prób) cech wytrzymałościowych elementów oraz badaniach statystycznych i regresyjnych niektórych cech konstrukcyjnych krajowych linii 110-750 kV.

Spośród przedstawionych w rozprawie zagadnień na podkreślenie, zdaniem autora, zasługują:

- syntetyczna charakterystyka wiatru, oblodzenia i temperatury w oparciu o badania krajowe i zagraniczne,
- nowa metoda wyznaczania współczynnika dynamicznego działania porywów wiatru dla przewodów,
- propozycje w zakresie wyznaczania probabilistycznych cech obciążeń składowych elementów linii oraz współczynników korelacji obciążeń,
- prosta ogólna metoda określania optymalnego ryzyka uszkodzenia mechanicznego elementu linii,
- analiza warunków koordynacji wytrzymałości mechanicznej elementów linii,
- propozycje sposobów wyznaczenia współczynników obciążenia i współczynników redukcyjnych obciążeń (dla obciążeń wieloźródłowych),
- modele obliczeniowe ryzyka przeskoku elektrycznego (z wyłączeniem przeskoku zabrudzeniowego) w linii z uwzględnieniem wychyleń łańcuchów izolatorów i przewodów pod wpływem wiatru,

- propozycje zasad wymiarowania odstępów powietrznych do konstrukcji w liniach z łańcuchami przelotowymi pionowymi.

Uszkodzenia elementów linii przez obciążenia zewnętrzne powodują często długotrwałe przerwy w pracy linii. Doskonalenie zasad projektowania linii wysokiego napięcia nabiera znaczenia w miarę wzrostu mocy i napięć przesyłowych oraz wzrostu nakładów na budownictwo sieciowe. Na przykład w latach 1976-80 wybudowano w Polsce ponad 4 tys. km linii 110-400 kV. Koszty jednostkowe budowy linii są bardzo duże i wynoszą np. (wg poziomu cen w 1984 roku): linia 2-torowa 110 kV OS24 - 6,5 mln zł/km, linia 2-torowa 400 kV Z52 - 23,5 mln zł/km. Koszt jednostkowy linii 1-torowej 750 kV wynosi aż 40 mln zł/km.

2. TRANSFORMACJA WIATRU, OBLÓDZENIA I TEMPERATURY W LOSOWE OBCIĄŻENIA

2.1. EKSTREMALNE STANY ZAGROŻENIA

Obciążenia zewnętrzne wywołane oddziaływaniem wiatru, oblodzenia i temperatury otoczenia są procesami losowymi czasowo-przestrzennymi. Obciążenia te decydują nie tylko o wymiarowaniu mechanicznym elementów linii, lecz niektóre z nich istotnie wpływają także na wymiarowanie elektryczne odstępów powietrznych przewodów-konstrukcja słupa oraz przewod-przewód, co wiąże się z wychyleniami ruchomych elementów linii.

Transformacja czynników meteorologicznych w losowe obciążenia i wychylenia wymaga znajomości probabilistycznej struktury czasowo-przestrzennej tych czynników, charakterystycznych cech statyczno-dynamicznych elementów linii, jak również wpływu różnorodnych parametrów konstrukcyjnych linii. Jest to przedmiotem Aneksu A oraz niniejszego rozdziału.

Ze względu na prawdopodobieństwo (ryzyko) uszkodzenia mechanicznego istotne są głównie ekstremalne stany, w których występują ekstremalnie duże obciążenia zewnętrzne. Z Aneksu A wynika, że można wyróżnić pięć takich stanów, nazwanych ekstremalnymi stanami zagrożenia (tabl. 2.1). Obciążenia w tych stanach są zmiennymi losowymi podlegającymi rozkładowi wartości maksymalnej dla danego przedziału czasu, przyjętego jako okres roczny.

Tablica 2.1

Klasyfikacja ekstremalnych stanów zagrożenia przyjęta w pracy
Classification of the extreme loading states assumed in this work

Ekstremalny stan zagrożenia k				
k=1	k=2	k=3	k=4	k=5
Maksymalna prędkość wiatru	Maksymalna masa oblodzenia	Maksymalne obciążenie wiatrem przy oblodzeniu	Niesymetryczne oblodzenie	Minimalna temperatura

Pozostałe obciążenia normalne, a mianowicie ciężary własne elementów linii, w odniesieniu do określonego zbioru elementów (słupów, pręseł itd.) również stanowią zmienne losowe. Pełny wykaz obciążeń składowych występujących w normalnych warunkach pracy linii zawiera tablica 2.2. W tablicy 2.3 podano koniunkcję obciążeń składowych dla różnych elementów linii w ekstremalnych stanach zagrożenia.

Tablica 2.2

Zestawienie obciążeń składowych elementów linii
Schedule of elementary loads acting on line components

Nazwa	Ozn.	Sposób określenia ¹⁾
Ciężar przewodu	G_p	$g_p a_c$
Ciężar słupa	G_s	-
Ciężar oblodzenia przewodu	G_o	$g_o a_c$
Obciążenie wiatrem przewodu	W_p	$w_p a_w \sin \phi$
Obciążenie wiatrem słupa	W_s	$w A_s$
Naciąg przewodu	N	$F_1(R, \vartheta')$
Naciąg różnicowy przewodu	N_r	$F_2(R, \vartheta')$
Naciąg wypadkowy przewodu	N_w	$2N \cos(\theta/2)$

¹⁾ Oznaczenia wielkości składowych:

a_w - rozpiętość wiatrowa przęsła; a_c - rozpiętość ciężarowa przęsła; g_p - ciężar jednostkowy przewodu; $g_o = 9,81 M K_{Md} K_{Mz}$ - ciężar jednostkowy oblodzenia, w N/m; M - masa oblodzenia na przewodzie, w kg/m; K_{Md} - współczynnik przeliczeniowy masy oblodzenia ze względu na średnicę przewodu; K_{Mz} - jw. lecz ze względu na wysokość; w - obciążenie jednostkowe wiatrem; $w_p = w d \sin^2 \phi$ - obciążenie jednostkowe wiatrem przewodu; d - średnica przewodu; ϕ - kąt między kierunkiem wiatru i przęsłem; A_s - powierzchnia rzutu słupa na płaszczyznę pionową prostopadłą do kierunku wiatru; $F_1(R, \vartheta')$ - równanie stanów przewodu; $F_2(R, \vartheta')$ - zmodyfikowane równanie stanów przewodu dla sekcji odciągowej z niesymetrycznym oblodzeniem; $R = [(g_p + g_o) + w_p^2]^{1/2}$ - wypadkowe obciążenie jednostkowe przewodu; ϑ' - temperatura przewodu; θ - kąt załomu linii.

Tablica 2.3

Koniunkcja obciążeń składowych elementów linii
w ekstremalnych stanach zagrożenia
Conjunction of elementary loads for various line components
in particularly extreme loading states

Element linii	Stan zagrożenia k	Obciążenie składowe							
		G_p	G_s	G_o	W_p	W_s	N	N_r	N_w
Przewód roboczy Przewód odgromowy Łańcuch odciągowy	1V2V3V5						+		
Łańcuch przelotowy	1	+			+				
	2V3	+		+	+				
Słup przelotowy Fundament słupa przelotowego	1	+	+		+	+			
	2V3	+	+	+	+	+			
Słup narożny Fundament słupa narożnego	1	+	+		+	+			+
	2V3	+	+	+	+	+			+
Słup odpor.-narożny Fundament słupa odporowo-narożnego	1	+	+		+	+			+
	2V3	+	+	+	+	+			+

Wchylenia ruchomych elementów stwarzają zagrożenie przeskoku elektrycznego przy napięciu roboczym, przepięciach łączeniowych oraz przepięciach atmosferycznych. W zależności od tego wyznaczeniu podlegają wychylenia (zbliżenia) maksymalne w przyjętym przedziale czasu (tj. okresie rocznym) lub wychylenia chwilowe (p. 2.5).

2.2. OBCIĄŻENIE JEDNOSTKOWE WIATREM PRZEWODÓW I SŁUPÓW

Pod pojęciem jednostkowego obciążenia wiatrem rozumie się maksymalne parcie wiatru na przewód lub słup na wysokości z w danym terenie, wyrażone w Pa:

$$w = Q C_e C_x \beta \quad (2.1)$$

gdzie:

- $Q = 0,615 V^2$ - ciśnienie 10-minutowej prędkości wiatru, Pa,
- $V \approx V_{(10min)}$ - 10-minutowa prędkość wiatru na wysokości 10 m w terenie otwartym (Aneks A), m/s,
- C_e, C_x, β - odpowiednio współczynnik ekspozycji, aerodynamiczny oraz działania porywów wiatru.

Współczynnik ekspozycji C_e definiuje się jako stosunek ciśnienia prędkości wiatru na wysokości z w danym terenie do ciśnienia prędkości wiatru na wysokości 10 m w terenie otwartym. Współczynnik ten można określić w oparciu o zależności (A.15) i (A.14) odniesione do prędkości 10-minutowych.

Współczynnik aerodynamiczny C_x jest określany w tunelu aerodynamicznym. Jego wartości dla przewodów i słupów podają normy [130, 134] oraz liczne publikacje, m.in. [19, 22, 25, 59, 107, 124].

Współczynnik działania porywów wiatru β , zdefiniowany analogicznie jak współczynnik porywistości wiatru β (p. A.1.1), lecz odnoszący się do parcia wiatru, zależy od struktury czasowo-przestrzennej wiatru oraz właściwości dynamicznych przewodu lub słupa. Współczynnik ten dla przewodów i słupów wyznaczono w p. 2.2.2.

2.2.1. Struktura wiatru w przestrzeni

Miarą korelacji prędkości w dwóch punktach przestrzeni (ρ_1, ρ_2) jest czasowo-przestrzenna funkcja korelacyjna $K_V(\rho_1, \rho_2; \tau)$ lub gęstość widmowa wzajemna $S_V(\rho_1, \rho_2; f)$, która w niektórych przypadkach jest funkcją zespoloną [150]. W miejsce dwóch powyższych funkcji można wprowadzić współczynniki korelacji przestrzennej:

$$K_V(\rho_1, \rho_2) = \frac{K_V(\rho_1, \rho_2; 0)}{G_V^2} \quad (2.2)$$

$$R_v(\rho_1, \rho_2; f) = \frac{|S_v(\rho_1, \rho_2; f)|}{S_v(f)} \quad (2.3)$$

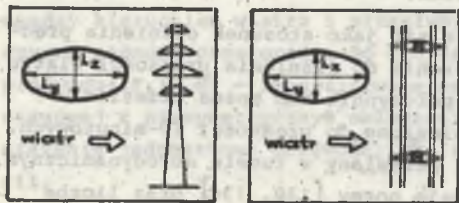
gdzie: $|S_v(\rho_1, \rho_2; f)|$ jest modułem gęstości widmowej wzajemnej.

Dane pomiarowe dotyczące współczynników korelacji aproksymuje się dobrze funkcjami wykładniczymi:

$$R_v(\rho_1, \rho_2) = \exp\left(-\frac{|\rho_1 - \rho_2|}{L_\rho}\right) \quad (2.4)$$

$$R_v(\rho_1, \rho_2; f) = \exp\left(-k_\rho \frac{f|\rho_1 - \rho_2|}{V_1}\right) \quad (2.5)$$

dla $\rho = x, y$ lub z . Strukturę przestrzenną wiatru charakteryzują więc trzy skale turbulencji L_ρ (rys. 2.1): poprzeczna L_x (dla punktów rozmieszczonych prostopadle do kierunku wiatru), podłużna L_y i pionowa L_z , lub odpowiednio trzy współczynniki k_ρ . Skala L_x decyduje głównie o obciążeniu wiatrem przewodów, skala L_z (obok L_x) ma wpływ na obciążenie wiatrem słupów, natomiast skala L_y determinuje wzajemne zbliżenia przewodów.



Rys. 2.1. Skale turbulencji wiatru
Fig. 2.1. Scales of wind turbulence

Badania struktury przestrzennej wiatru wykonuje się na stanowiskach złożonych z wielu punktów pomiarowych, rozmieszczonych poziomo i pionowo. Stanowiska pomiarowe lokalizowane są najczęściej w terenie otwartym [34, 66, 74, 98, 99, 100], a tylko nieliczne w terenie zurbanizowanym [46, 47].

Wyniki badań wykazują, że dla silnego wiatru skale turbulencji zależą głównie od wysokości oraz w

mniejszym stopniu od prędkości wiatru i stopnia chropowatości podłoża. Dotychczas brak jest jednak dostatecznych danych dla wiarygodnego określania tych zależności.

Wieloletnie badania Shiotani i in. [98, 99, 100], wykonane na wysokości 40 m, dały średnią wartość $L_x = 53...55$ m. Zbliżoną wartość otrzymał Harris dla poziomu 55 m, a mianowicie $L_x = 52$ m [47]. Badania wykonane w Hongkongu [74] na różnych poziomach (13...61 m) wskazują na następującą zależność od wysokości:

$$L_x = 27,5 (z/10)^{0,75}$$

W czasie wcześniejszych badań na tym stanowisku [34] otrzymano nieco mniejsze wartości skali L_x . Mniejszą wartość dla poziomu 11 m otrzymano także w

innych badaniach (japońskich) [66], a mianowicie $L_x = 20$ m. Z kolei Harris dla poziomu 10 m otrzymał $L_x = 35$ m [47]. Stosunkowo dobrą aproksymację wyników różnych badań stanowi zależność podana w referacie [96]:

$$L_x = 42 (z/20)^{0,25}$$

Podsumowując, można stwierdzić, że w terenie otwartym na poziomie 10 m skala L_x mieści się w granicach 20...40 m, natomiast na poziomie 50 m jest rzędu 60 m. Ostatnia wartość została przyjęta przez autorów zaleceń IEC [22, 124], zbliżoną wartość przyjmuje także Davenport (65 m) [40].

Dla terenu zabudowanego skala turbulencji L_x jest mniejsza. W czasie badań na przedmieściu Nantes [46, 47] otrzymano $L_x = 20$ m na poziomie 10 m oraz $L_x = 40$ m na poziomie 60 m.

Odpowiednikiem skali L_x jest współczynnik k_x we wzorze (2.5), traktowany zwykle jako stała. Szczegółowe badania zreferowane w pracy [100] wykazały natomiast, że współczynnik k_x zależy od odległości między punktami. W p. 2.2.2 podano sposób wyznaczenia ekwiwalentnej dla przesła linii stałej wartości współczynnika k_x .

Wartość skali L_z jest bardzo zbliżona do wartości skali L_x , natomiast skala L_y jest około 3...4 razy większa [46, 47, 74, 100]. Skale L_z i L_y rosną ze wzrostem wysokości w stopniu zbliżonym do skali L_x .

2.2.2. Współczynnik działania porywów wiatru

Odpowiedzią przewodu na działanie wiatru o prędkości $V(x, t) = V + v(x, t)$ jest siła $F(t) = F + f(t)$ przekazywana na słup. Na podstawie licznych badań, m.in. [22, 33, 40, 78], przyjmuje się, że losowy proces $F(t)$ jest procesem gaussowskim o wartości oczekiwanej F i odchyleniu standardowym G_f . Współczynnik β określa zależność:

$$\beta = 1 + \psi \frac{G_f}{F} = 1 + \psi v_f \quad (2.6)$$

w której $\psi = f_m / G_f$ (f_m - maksymalna wartość siły $f(t)$ w przedziale czasu $0 \leq t \leq T$) jest współczynnikiem szczytowej wartości obciążenia, określonym przez zależności analogiczne do (A.6) ... (A.9).

W celu wyznaczenia współczynnika β zakłada się, że rozważany przewód, wychylony wstępnie przez średnią prędkość wiatru, znajduje się w całym przesle na; w przybliżeniu, jednakowej wysokości, równej wysokości położenia środka ciężkości przewodu. Pomijając sztywność zginania przewodu, nieliniowe tłumienie strukturalne oraz zmiany w czasie naciągu przewodu, odpowiedź przewodu na pulsacje prędkości wiatru określa równanie:

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - N \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} + c \frac{\partial y}{\partial t} = p(x, t) \quad (2.7)$$

w którym:

- $y(x,t)$ - poziome wychylenie poprzeczne przewodu (składowa zmienna),
 $p(x,t) = cv(x,t)$ - jednostkowe obciążenie wiatrem przewodu (składowa zmienna),
 $c = \frac{2P}{V}$ - współczynnik tłumienia liniowego ośrodka,
 $P = QC_e C_x d$ - 10-minutowe jednostkowe obciążenie wiatrem przewodu,
 m, d, N - odpowiednio masa jednostkowa, średnica i naciąg przewodu.

Uprozczone równanie (2.7) jest dostatecznie dokładne, ponieważ, jak się dalej okaże, właściwości dynamiczne przewodu nie mają decydującego wpływu na wartość v_f .

Przy wyznaczaniu odpowiedzi przewodu nie uwzględnia się właściwości dynamicznych słupa, ponieważ jego częstotliwość drgań własnych jest z reguły większa od częstotliwości drgań (wychyleń) przewodu. Z uwagi na pomijalnie mały wpływ wychyleń łańcuchów izolatorowych przelotowych na wartość siły przenoszonej na słup [150] zakłada się także, że przewód jest zawieszony sztywno na każdym słupie.

Odpowiedź przewodu może być wyznaczona różnymi sposobami, które oznaczono symbolami 1a, 1b i 2. Sposób 1a przedstawiono w zarysie w pracach [33, 78], gdzie nie podano jednakże końcowego rozwiązania. Na sposobie 1b oparł się Davenport w pracy [40], prezentując wyłącznie uproszczone zależności końcowe. Sposób 2 przedstawił autor w pracy [150]. Ponieważ w niniejszej pracy wykorzystano wszystkie trzy sposoby, poniżej przedstawiono w skrócie każdy z nich.

SPOSÓB 1a. Wychylenie przewodu przedstawia się w postaci sumy szeregu:

$$y(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} y_n(t) \sin \frac{n\pi x}{a} \quad (2.8)$$

w którym a jest rozpiętością przesłania. Z równania (2.7) dla n -tej składowej otrzymuje się:

$$\ddot{y}_n + 4\pi f_{on} \gamma_n \dot{y}_n + (2\pi f_{on})^2 y_n = \frac{1}{m} P_n(t), \quad (2.9)$$

gdzie:

$$f_{on} = \frac{n}{2a} \sqrt{\frac{N}{m}} - n\text{-ta częstotliwość drgań własnych (wychyleń) przewodu,}$$

$$\gamma_n = \frac{c}{2\pi f_{on} V_m} - \text{stopień tłumienia } n\text{-tej składowej wychyleń przewodu,}$$

$$P_n(t) = \frac{2}{a} \int_0^a p(x,t) \sin \frac{n\pi x}{a} dx. \quad (2.10)$$

Składowa n -ta poziomej siły oddziaływania przewodu na słup:

$$f_n(t) = N \frac{n\pi}{a} y_n(t). \quad (2.11)$$

Na podstawie wzorów (2.9) i (2.11) gęstość widmowa procesu $f_n(t)$:

$$S_{f_n}(f) = \left(\frac{a}{n\pi}\right)^2 S_{p_n}(f) |H_n(f)|^2, \quad (2.12)$$

gdzie $|H_n(f)|^2$ jest admitancją mechaniczną układu dynamicznego (2.9):

$$|H_n(f)|^2 = \left[1 - \left(\frac{f}{f_{on}}\right)^2 \right]^2 + 4\gamma_n^2 \left(\frac{f}{f_{on}}\right)^2 \right]^{-1}. \quad (2.13)$$

Wychodząc z definicji funkcji korelacyjnej, dla procesu $p_n(t)$ zachodzi:

$$K_{p_n}(\tau) = \left(\frac{2}{a}\right)^2 \int_0^a \int_0^a K_p(x_1, x_2; \tau) \sin \frac{n\pi x_1}{a} \sin \frac{n\pi x_2}{a} dx_1 dx_2, \quad (2.14)$$

gdzie $K_p(x_1, x_2; \tau)$ jest czasowo-przestrzenną funkcją korelacyjną pola losowego $p(x,t)$. Dla kierunku wiatru prostopadłego do linii funkcja korelacyjna $K_p(x_1, x_2; \tau)$ jest parzysta względem τ , zaś gęstość widmowa $S_p(x_1, x_2; f)$ jest funkcją rzeczywistą. Po wykonaniu transformacji Fouriera na wyrażeniu (2.14) oraz wprowadzeniu otrzymanej zależności na $S_{p_n}(f)$ do wzoru (2.12) uzyskuje się:

$$S_{f_n}(f) = \left(\frac{2P}{V}\right)^2 \left(\frac{a}{n\pi}\right)^2 S_v(f) |I_n(f)|^2 |H_n(f)|^2, \quad (2.15)$$

przy czym admitancja aerodynamiczna $|I_n(f)|^2$ wynika ze wzoru:

$$|I_n(f)|^2 = \left(\frac{2}{a}\right)^2 \int_0^a \int_0^a \exp(-k_x \frac{f|x_1-x_2|}{V}) \sin \frac{n\pi x_1}{a} \sin \frac{n\pi x_2}{a} dx_1 dx_2, \quad (2.16)$$

w którym wykorzystano zależność (2.5).

Wyrażenie (2.15) obowiązuje również dla drugiego przęsła przylegającego do danego słupa, z granicami całkowania $-a$ i 0 w całce (2.16). Gęstość widmowa wzajemną sił $f_n(t)$ pochodzących z obu przęseł określa również wzór (2.15), przy czym w całce (2.16) należy przyjąć granice $-a$ i 0 oraz 0 i a . Gęstość widmowa wypadkowej siły jest równa podwojonej sumie gęstości widmowej własnej (dla pojedynczego przęsła) i wzajemnej. Na tej podstawie znajduje się:

$$v_f = \frac{1}{F} \left[\sum_{n=1}^{\infty} \int_0^{\infty} S_{f_n}(f) df \right]^{1/2} \approx \frac{1}{F_1} \left[\int_0^{\infty} S_{f_1}(f) df \right]^{1/2} \quad (2.17)$$

W uproszczonej postaci wzoru (2.47) uwzględniono tylko podstawową składową wychyleń przewodu, wprowadzając również w miejsce 10-minutowego obciążenia wiatrem $F = Pa$ obciążenie F_1 , wynikające z równań (2.9)..(2.11) dla $n=1$:

$$F_1 = \frac{8}{g^2} Pa. \quad (2.18)$$

Przy przyjęciu widma Davenporta (A.1) oraz wzoru (2.17) w uproszczonej postaci otrzymuje się ostatecznie:

$$v_f = \frac{\pi}{2} \sqrt{K_1 \frac{10^6}{z^2}} \left[\int_{-\infty}^{\infty} \frac{x^2}{\sqrt{1+x^2}} |I_1(f)|^2 |H_1(f)|^2 d \ln f \right]^{1/2}, \quad (2.19)$$

przy czym:

$$|I_1(f)|^2 = \frac{8f_z a}{(f_z a)^2 + g^2} + \frac{8\pi^2}{[(f_z a)^2 + g^2]^2} (3+4e^{-f_z a} + e^{-2f_z a}); \quad (2.20)$$

$$f_z = k_x \frac{f}{V_1}$$

SPOSÓB 1b. Układ dynamiczny, jakim jest przewód, można w uproszczeniu traktować jako 1-częstotliwościowy. Odpowiedź takiego układu na losowe wymuszenie można w przybliżeniu rozłożyć na odpowiedź nierezonansową i rezonansową, czemu odpowiada zależność:

$$v_f^2 \approx v_{fn}^2 + v_{fr}^2 \quad (2.21)$$

w której v_{fn} wiąże się z odpowiedzią nierezonansową (quasi-statyczną), zaś v_{fr} z odpowiedzią rezonansową (dynamiczną) przewodu.

W celu wyznaczenia odpowiedzi nierezonansowej zakłada się $|H_1(f)|^2 = 1$, czemu odpowiada przyjęcie równania wychyleń przewodu w postaci:

$$(2\pi f_{o1})^2 y_1(t) = \frac{1}{m} p_1(t). \quad (2.22)$$

Wykorzystując zależność (2.14) dla $\tau = 0$, a także (2.2), (2.4), (2.22) oraz (2.11), dla wiatru prostopadłego do linii, otrzymuje się następujące wyrażenie na wariancję siły $f_1(t)$:

$$\sigma_{f_1}^2 = \left(\frac{2}{g}\right)^2 \left(\frac{2p}{V}\right)^2 \sigma_v^2 \int_0^a \int_0^a \exp\left(-\frac{|x_1-x_2|}{L_x}\right) \sin \frac{\pi x_1}{a} \sin \frac{\pi x_2}{a} dx_1 dx_2. \quad (2.23)$$

Uwzględniając tak jak poprzednio drugie przęsło oraz korelację sił pochodzących z obu przęseł, uzyskuje się:

$$v_{fn}^2 = 24K \left(\frac{10}{z}\right)^{2\alpha} (B_1 + B_2 + B_3), \quad (2.24)$$

gdzie:

$$B_1 = \left(\frac{8L_x}{a} + \frac{8}{x^2} \cdot \frac{a}{L_x}\right)^{-1};$$

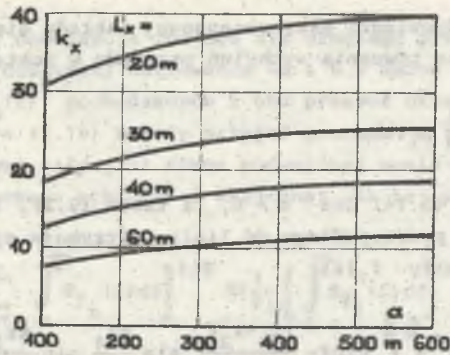
$$B_2 = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{a^2}{x^2 L_x^2}\right)^{-2} \left(1 + e^{-\frac{a}{L_x}}\right);$$

$$B_3 = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{a^2}{x^2 L_x^2}\right)^{-2} \left(1 + e^{-\frac{a}{L_x}}\right)^2.$$

Odpowiedź nierezonansową można także wyznaczyć ze wzoru (2.19), podstawiając $|H_1(f)|^2 = 1$. Zależy ona w tym wypadku od współczynnika k_x . Porównując wyniki uzyskiwane ze wzorów (2.19) i (2.24), można wyznaczyć wartość współczynnika k_x , równoważną założonej skali turbulencji L_x , dla przęsła o ustalonej rozpiętości (rys. 2.2).

Odpowiedź rezonansową określa się ze wzoru (2.19) przez podstawienie $f = f_{o1}$ w funkcjach podcałkowych, z wyjątkiem admitancji mechanicznej $|H_1(f)|^2$. Ponieważ:

$$\int_0^{\infty} |H_1(f)|^2 df = \frac{\pi I_{o1}}{4 \eta_1}, \quad (2.25)$$



Rys. 2.2. Zależność współczynnika k_x od skali turbulencji i rozpiętości przęsła

Fig. 2.2. Dependence of k_x coefficient on scale of wind turbulence and span length

ze wzoru (2.19), przy pewnych uproszczeniach widma Davenporta oraz funkcji $|I_1(f)|^2$, otrzymuje się:

$$v_{fr}^2 = 24 K \left(\frac{10}{z}\right)^{2\alpha} \left(\frac{1200f}{V_1}\right)^{-2/3} \frac{13,2 \text{ m}}{k_x C_x da} \quad (2.26)$$

SPOSÓB 2. Kompleksowy sposób wyznaczenia v_f [150] nie wymaga przedstawienia wychyleń przewodu w postaci sumy szeregu (2.8). Właściwości dynamiczne przewodu wyrażone są przez impulsową funkcję przejścia (funkcję Greena) $G(x, x_1; \tau)$, charakteryzująca odpowiedź układu dynamicznego (2.7) w punkcie x i w chwili $t + \tau$ na impuls jednostkowy przyłożony w punkcie x_1 w chwili t . W pracy [150] otrzymano następujące wyrażenie na gęstość widmową wzajemną wychyleń przewodu w punktach x' i x'' :

$$S_Y(x', x''; f) = \int_0^a \int_0^a S_P(x_1, x_2; f) G^*(x', x_1; f) G(x'', x_2; f) dx_1 dx_2, \quad (2.27)$$

w którym gwiazdką oznaczono sprzężoną transformatę Fouriera funkcji Greena. Ponieważ:

$$f(t) = N y_x^*(0, t), \quad (2.28)$$

gdzie $y_x^*(0, t)$ oznacza pochodną cząstkową wychyleń przewodu względem x w punkcie $x=0$, w oparciu o (2.27) otrzymuje się:

$$S_f(f) = N^2 \int_0^a \int_0^a S_P(x_1, x_2; f) G_x'^*(0, x_1; f) G_x'(0, x_2; f) dx_1 dx_2. \quad (2.29)$$

W pracy [150] wyprowadzono zależność na pochodną cząstkową transformaty funkcji Greena względem x w punkcie $x=0$ (tj. w punkcie zawieszenia przewodu):

$$G_x'(0, x; f) = \frac{\text{sh}\eta(a-|x|)}{N \text{sh}\eta a}, \quad (2.30)$$

gdzie:

$$\eta^2 = \frac{1}{N} [-m(2\pi f)^2 + jc(2\pi f)].$$

Po podstawieniu wzoru (2.30) do (2.29), przy założeniach takich jak poprzednio otrzymuje się:

$$S_f(f) = \left(\frac{2P}{V}\right)^2 S_V(f) \frac{1}{|\text{sh}\eta a|^2} \int_0^a \int_0^a \exp(-k_x \frac{f|x_1-x_2|}{V_1}) \text{sh}\eta^*(a-x_1) \text{sh}\eta(a-x_2) dx_1 dx_2. \quad (2.31)$$

Uwzględniając tak jak poprzednio drugie przęsło oraz korelację sił pochodzących z obu przęseł, uzyskuje się następującą zależność końcową:

$$v_f = 4 \sqrt{K} \left(\frac{10}{z}\right)^\alpha \left[\int_{-\infty}^{\infty} \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}} |H(f)|^2 |I(f)|^2 d \ln f \right]^{1/2}, \quad (2.32)$$

gdzie:

$$|H(f)|^2 |I(f)|^2 = \frac{2}{a^2 |\text{sh}\eta a|^2} \left[\int_0^a \int_0^a \exp(-k_x \frac{f|x_1-x_2|}{V_1}) \text{sh}\eta^*(a-x_1) \text{sh}\eta(a-x_2) dx_1 dx_2 + \int_{-a}^0 \int_0^a \exp(-k_x \frac{f|x_1-x_2|}{V_1}) \text{sh}\eta^*(a+x_1) \text{sh}\eta(a-x_2) dx_1 dx_2 \right] \quad (2.32a)$$

Rozwiązanie całek ze wzoru (2.32a) podano w pracy [150].

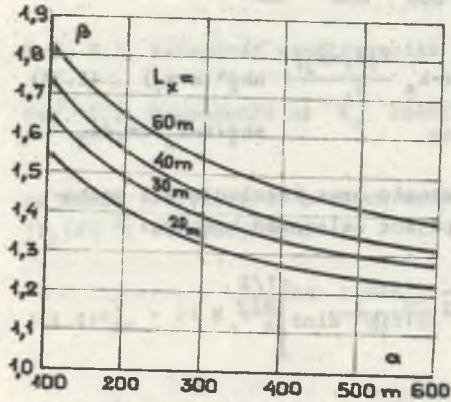
Wykonane analizy liczbowe wykazały, że sposoby 1a i 1b dają prawie identyczne wartości v_f . Są one jednak niższe w granicach 8...12% od uzyskiwanych sposobem 2, pomimo zachowania pełnej równoważności między skalą turbulencji L_x a współczynnikiem k_x (rys. 2.2). Sposób 2 można uważać za najbardziej dokładny, wymaga on jednak obliczeń komputerowych (podobnie jak sposób 1a).

W sposobie 1b nie ma możliwości ścisłego określenia współczynnika η , ponieważ nie określona jest częstotliwość efektywna procesu obciążenia $f(t)$. Dopuszczalne jest jednak przyjęcie:

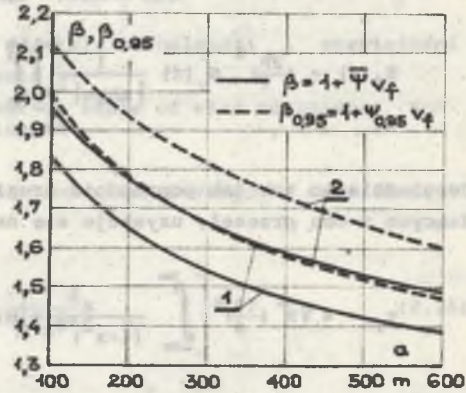
$$f_{01} \approx \frac{1}{2} f_{01} \quad (2.33)$$

Podstawowa częstotliwość wychyleń przewodu f_{01} dla typowych rozpiętości pręseł mieści się w granicach 0,1...0,3 Hz.

Decydujący wpływ na odpowiedź przewodu ma rozpiętość pręseła i skala turbulencji wiatru. Pozostałe czynniki, takie jak masa jednostkowa, średnica przewodu, oblodzenie, prędkość wiatru oraz naciąg, mają znaczenie marginalne. Znajduje to m.in. wyraz w niewielkim udziale, rzędu 10%, składowej rezonansowej w sumarycznej odpowiedzi przewodu. Na rys. 2.3 pokazano kształtowanie się współczynnika β w zakresie realnie możliwych wartości L_x .



Rys. 2.3. Zależność współczynnika β od rozpiętości pręseła i skali turbulencji. Przewód AFL-6 240, $K=0,005$, $z = 10$ m, $V_1 = 20$ m/s, $T = 600$ s
Fig. 2.3. Variation of β coefficient with span length for various values of lateral scale of wind turbulence. 236/40 ACSR conductor, $K = 0.005$, $z = 10$ m, $V_1 = 20$ m/s, $T = 600$ s

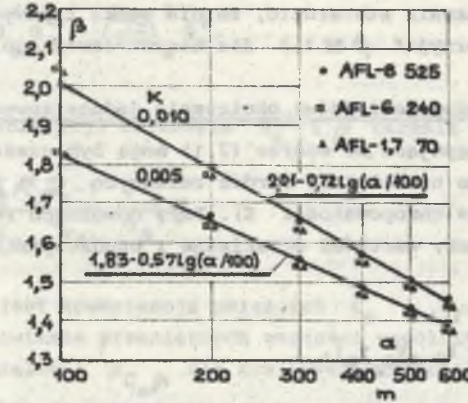


Rys. 2.4. Porównanie współczynników β i $\beta_{0,95}$ wyznaczonych dla pręseła pojedynczego (2) i dla dwóch pręseł przylegających do słupa (1). Przewód AFL-6 240, $K=0,005$, $L_x=60$ m, $z = 10$ m, $V_1 = 20$ m/s, $T = 600$ s

Fig. 2.4. Comparison of β and $\beta_{0,95}$ coefficients, assigned for single span (2) and for both spans adjacent to tower (1). 236/40 ACSR phase conductor, $K = 0.005$, $L_x = 60$ m, $z = 10$ m, $V_1 = 20$ m/s, $T = 600$ s

Istotny wpływ na β ma także liczba pręseł przylegających do słupa oraz poziom prawdopodobieństwa przyjęty przy określaniu współczynnika ψ_p zgodnie ze wzorem (A.9) (odniesionym do procesu obciążenia $f(t)$). Ilustruje to rys. 2.4. Należy zauważyć, że z pojedynczym pręsełem mamy do czynienia nie tylko na krańcach linii, lecz w uproszczeniu również na dużych skrzyżowaniach, gdyż pręseło skrzyżowaniowe zwykle znacznie różni się długością (i wysokością) od sąsiednich pręseł linii.

Uśredniając wyniki obliczeń dla różnych typowych przewodów, otrzymano zależności podane na rys. 2.5. Dla obu terenów przyjęto stosunkowo duże



Rys. 2.5. Aproksymacja logarytmiczna zależności współczynnika β od rozpiętości pręseła. $L_x = 60$ m - teren kategorii A ($K = 0,005$), $L_x = 40$ m - teren kategorii B ($K = 0,010$), $z = 10$ m, $T = 600$ s

Fig. 2.5. Approximate logarithmic relation between β coefficient and span length. $L_x = 60$ m - terrain category A ($K = 0.005$), $L_x = 40$ m - terrain category B ($K = 0.010$), $z = 10$ m, $T = 600$ s

wartości skali L_x (p. 2.2.1). Biorąc pod uwagę zależność v_f od wysokości, uwypukloną m.in. we wzorze (2.32), wartość współczynnika β na poziomie z dla terenu otwartego określa wzór:

$$\beta = 1 + \frac{1}{\sqrt{C_e}} [0,83 - 0,57 \lg(a/100)] \quad (2.34)$$

Probabilistyczne metody wyznaczania obciążenia wiatrem konstrukcji budowlanych opracowali m.in. Davenport [39] oraz Vellozzi i Cohen [111]. Przyjęto w nich założenie, że konstrukcję można w uproszczeniu traktować jako układ o jednym tylko stopniu swobody. Założenie takie dla stalowych konstrukcji wsporczych linii jest realne, ponieważ ich podstawowa częstotliwość drgań własnych mieści się w granicach 0,5...5 Hz i lokuje się w skrajnej prawej części widma prędkości (rys. A.1).

W obu metodach [39, 111] rozłożono odpowiedź konstrukcji na składową nierezonansową i rezonansową. Opierając się na normie [130], w której wykorzystano metodę Davenporta, wielkość v_f można wyrazić jako:

$$v_f = 4 \sqrt{K} \left(\frac{10}{H}\right)^{\alpha} \sqrt{k_b + k_r} \quad (2.35)$$

Współczynnik k_b wiąże się z odpowiedzią nierezonansową i zależy od współczynników turbulencji k_x i k_z oraz wymiarów konstrukcji (w tym od wysokości H). Współczynnik k_r , związany z odpowiedzią rezonansową, dodatkowo zależy od częstotliwości drgań własnych słupa oraz stopnia tłumienia drgań.

Wykonana analiza pozwala stwierdzić, że dla ogółu typowych słupów stalowych kratowych można przyjąć $\beta \approx 2,2$ dla terenu otwartego.

2.2.3. Rozkład prawdopodobieństwa obciążenia jednostkowego

Zmienne losowe występujące we wzorze (2.1) mogą być uważane za w przybliżeniu stochastycznie niezależne, oprócz zmiennych C_e i β (obie zmienne zależą od współczynnika chropowatości K). Przy dowolnych rozkładach prawdopodobieństwa zmiennych, wartości oczekiwane i współczynniki zmienności są związane relacjami:

$$\bar{w} = \bar{Q} \bar{C}_e \bar{C}_x \bar{\beta} (1 + r_{C_e \beta} v_{C_e} v_{\beta}), \quad (2.36)$$

$$v_w \approx \sqrt{(1+v_Q^2)(1+v_{C_x}^2)(1+v_{C_e}^2+v_{\beta}^2+2r_{C_e \beta} v_{C_e} v_{\beta})-1}, \quad (2.37)$$

w których $r_{C_e \beta}$ jest współczynnikiem korelacji zmiennych C_e i β . Wzór (2.37) wynika z metody linearyzacji [18].

Wariancja zmiennej β stosownie do wzoru (2.6):

$$\sigma_{\beta}^2 = \sigma_{v_f}^2 \sigma_{\psi}^2 + \bar{v}_f^2 \sigma_{\psi}^2 + \bar{\psi}^2 \sigma_{v_f}^2. \quad (2.38)$$

Odchylenie standardowe σ_{ψ} wynika ze wzoru (A.8), odniesionego do procesu obciążenia $f(t)$. Losowy charakter v_f ma natomiast związek z trzema czynnikami:

- ze zróżnicowaniem terenów, przez które prowadzi trasa linii, tj. zróżnicowaniem współczynnika chropowatości,
- z naturalną zmiennością skali turbulencji L_x pomiędzy 10-minutowymi przedziałami dużych prędkości wiatru,
- ze zróżnicowaniem rozpiętości pręseł w linii.

Zapisując $v_f = \varphi_1(K, L_x, a)$ oraz wykorzystując metodę linearyzacji, znajduje się:

$$\sigma_{v_f}^2 = \left(\frac{\partial \varphi_1}{\partial K}\right)_m^2 \sigma_K^2 + \left(\frac{\partial \varphi_1}{\partial L_x}\right)_m^2 \sigma_{L_x}^2 + \left(\frac{\partial \varphi_1}{\partial a}\right)_m^2 \sigma_a^2. \quad (2.39)$$

Indeks m przy pochodnych wskazuje na pochodne w punkcie $(\bar{K}, \bar{L}_x, \bar{a})$.

Losowy charakter C_e wynika z rozrzutu współczynnika chropowatości oraz z różnic w średnich wysokościach przewodu nad poziomem terenu w poszczególnych przęsłach linii. Jeżeli zapisze się $C_e = \varphi_2(\cdot, z)$, zachodzi:

$$\sigma_{C_e}^2 = \left(\frac{\partial \varphi_2}{\partial K}\right)_m^2 \sigma_K^2 + \left(\frac{\partial \varphi_2}{\partial z}\right)_m^2 \sigma_z^2. \quad (2.40)$$

Współczynnik korelacji zmiennych C_e i β określa zależność:

$$r_{C_e \beta} = \frac{C_e \bar{v}_f / \bar{C}_e \bar{v}_f - 1}{v_{C_e} v_{\beta}} \frac{\sigma_{v_f}}{\bar{v}_f}. \quad (2.41)$$

w której $\overline{C_e v_f}$ jest kowariancją zmiennych C_e i v_f .

Zbiornicze zestawienie przeciętnych wartości współczynników zmienności i współczynnika korelacji $r_{C_e \beta}$ dla krajowych linii 110-750 kV zawiera tabela 2.4. Odnośnie do wartości rozrzutu współczynnika C_x oparto się na danych z literatury [25, 59, 60, 107].

Tablica 2.4

Przeciętne wartości współczynników zmienności i korelacji we wzorach (2.36) i (2.37) dla krajowych linii 110-750 kV
Average values of variation coefficients and correlation coefficients in equations (2.36) and (2.37), assigned for Polish 110-750-kV-lines

Element linii	v_{C_e}	v_{C_x}	v_{β}	$r_{C_e \beta}$
Przewody	0,10...0,12	0,05...0,10 ¹⁾ 0,10...0,20 ²⁾	0,07...0,09	-0,55
Słupy stalowe kratowe	0,10	0,10	0,11	-0,87

1) Przewody nieoblodzone

2) Przewody oblodzone

Badanie typu rozkładu prawdopodobieństwa obciążenia jednostkowego możliwe jest metodą modelowania statystycznego. Dla stanów zagrożenia $k=2$ i 3 z uwagi na logarytmo-normalne rozkłady prędkości ekwiwalentnych (aneks A) oraz prawoskośność rozkładów zmiennych C_e i β obciążenie jednostkowe z dobrym przybliżeniem podlega rozkładowi logarytmo-normalnemu, o medianie \bar{w} i logarytmicznym współczynnikiem zmienności v_w równych:

$$\bar{w} = \frac{\bar{w}}{\sqrt{1+v_w^2}}, \quad v_w = \sqrt{\ln(1+v_w^2)}. \quad (2.42)$$

Dla stanu $k=1$ prędkość zastępcza v_z zdefiniowana równaniem

$$v_z^2 \bar{c}_x \bar{c}_e \beta = v^2 c_x c_e \beta \quad (2.43)$$

podlega w przybliżeniu rozkładowi Gumbela. Z warunku równości wartości oczekiwanych i wariancji lewej i prawej strony równania (2.43) znajduje się:

$$\bar{v}_z \approx \bar{v}; \quad v_{v_z} \approx \frac{1}{2} v_v \quad (2.44)$$

i na tej podstawie określa się parametry rozkładu Gumbela.

2.3. NACIĄG PRZEWODÓW

Naprężenie w przewodach jest kształtowane nie tylko przez warunki zewnętrzne, lecz także przez przemiany przewodu zachodzące w czasie eksploatacji. Polegają one na [81]:

- zmianie współczynnika wydłużenia sprężystego od wartości początkowej, charakteryzującej przewód w chwili montażu, do wartości końcowej występującej w czasie eksploatacji, z czym wiąże się trwałe wydłużenie przewodu,
- dodatkowym wydłużeniem, wynikającym z zaciskania się warstw drutów pod wpływem naciągu oraz płynięciem materiału w okresie długotrwałej eksploatacji, określonych wspólnym mianem pełzania przewodu.

Dla naprężeń mniejszych od naprężenia obliczeniowego decydujące znaczenie ma wydłużenie spowodowane pełzaniem. W Polsce w celu częściowego skompensowania wpływu pełzania na zwis przewodu przyjęto zasadę instalowania przewodów w sekcjach odciągowych z naprężeniem podwyższonym do wartości odpowiadającej temperaturze obniżonej o 20°C w stosunku do rzeczywistej temperatury przewodu w momencie montażu. Mniejsze efekty zapewnia inny sposób, polegający na przepięciu przewodów przez okres kilku godzin przed regulacją zwisów [28].

Dla określenia rozkładów prawdopodobieństwa w zakresie dużych naprężeń konieczne jest uwzględnienie rzeczywistych (nieliniowych) charakterystyk rozciągania przewodów, opartych na pomiarach. Oznaczając $p = R/g_p$ (tabl. 2.2), równanie stanów przewodu, wiążące stan "x" ze stanem obliczeniowym "o", można przedstawić w postaci:

$$p_x = \sqrt{p_o^2 \left(\frac{\sigma_x}{\sigma_o}\right)^2 + \frac{24 \sigma_x^2 \beta^2}{a^2 g_p^2} [\epsilon_x - \epsilon_o + \alpha(\nu_x^2 - \nu_o^2)]}, \quad (2.45)$$

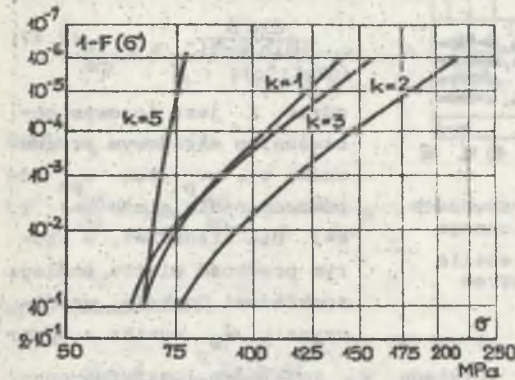
gdzie:

- σ - naprężenie w przewodzie,
- ϵ - wydłużenie względne przewodu,

- θ - temperatura przewodu,
- α - współczynnik rozszerzalności cieplnej przewodu,
- s - przekrój przewodu.

W równaniu (2.45) istnieje możliwość uwzględnienia pełzania przewodu, poprzez przyjęcie zwiększonej wartości wydłużenia względnego ϵ_x .

Jeżeli jako σ_x podstawić wytrzymałość przewodu na zerwanie, równanie (2.45) określa przeciążalność mechaniczną przewodu. Przeciążalność rośnie ze wzrostem p_o , jak również wskutek zmniejszenia rozpiętości przęsła lub zmniejszenia naprężenia obliczeniowego. Wyniki deterministycznej analizy przeciążalności zawierają publikacje [31, 52].



Rys. 2.6. Rozkłady prawdopodobieństwa naprężenia w przewodzie AFL-8 525 w siatce rozkładu logarytmo-normalnego. Założono $\sigma_o = 88,3$ MPa, $a=400$ m, $z=10$ m
Fig. 2.6. Probability distributions of 520/67-ACSR - conductor tensile stress in lognormal net. Data assumed $\sigma_o = 88.3$ MPa, $a = 400$ m, $z = 10$ m

Porównanie rozkładów prawdopodobieństwa naprężenia w przewodzie AFL-8 525 (rys. 2.6) w zakresie bardzo dużych obciążeń jednostkowych R wskazuje na decydujący wpływ stanu zagrożenia $k = 2$ na ryzyko zerwania przewodu. Stwierdzenie to zachowuje ważność także dla innych przewodów oraz innych typowych rozpiętości przęsła.

Dla stanu $k = 2$ można pominać wpływ parcia wiatru na naprężenie w przewodzie, w odróżnieniu od stanu $k = 3$, gdzie wpływ ten jest decydujący. W miejsce dwuwymiarowego rozkładu g_o i w_p dla stanu $k = 3$ można wprowadzić rozkład jednowymiarowy ekwiwalentnego parcia wiatru w_{pe} , stawiając warunek:

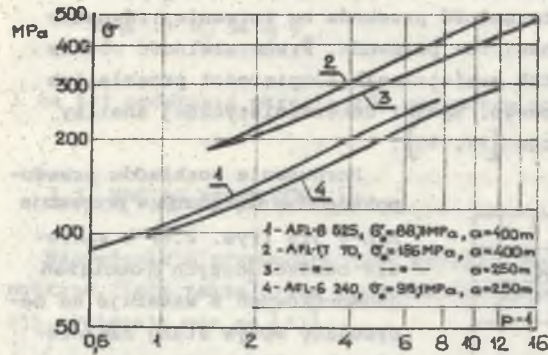
$$R = \sqrt{(g_p + g_o)^2 + w_p^2} = \sqrt{g_p^2 + w_{pe}^2}$$

Dwa pierwsze momenty centralne zmiennej w_{pe} znajduje się metodą linearyzacji [18].

W zakresie dużych naprężeń, mających istotne znaczenie dla koordynacji wytrzymałości mechanicznej elementów linii, rozkłady naprężenia w przewodzie można aproksymować rozkładami logarytmo-normalnymi. Szczególnie jasno wynika to z wykresów $\sigma = f(p-1)$, przedstawionych w logarytmicznym układzie współrzędnych na rys. 2.7. Wykresy te można dobrze aproksymować prostymi na środkowych odcinkach (tabl. 2.5). Znajac nachylenie $d \ln \sigma / d \ln (p-1)$, dla

stanu $k = 2$ przy pominięciu parcia wiatru, logarytmiczny współczynnik zmienności naciągu znajduje się ze wzoru:

$$\checkmark_N = \checkmark_{g_0} \frac{d \ln \sigma}{d \ln g_0} = \checkmark_{g_0} \frac{d \ln \sigma}{d \ln (p-1)} \quad (2.46)$$



Rys. 2.7. Zależność naprężenia w przewodach od ich stopnia obciążenia mechanicznego
Fig. 2.7. Dependence of conductor tensile stress on mechanical loading degree

Dla stanów $k=1$ i 3 zachodzi:

$$\checkmark_N = \checkmark_X \frac{d \ln \sigma}{d \ln X} = \checkmark_X \frac{p+1}{p} \cdot \frac{d \ln \sigma}{d \ln (p-1)} \quad (2.47)$$

gdzie X jest losowym obciążeniem składowym przewodu, tj. w_p lub w_{pe} odpowiednio dla stanu $k=1$ i $k=3$. Dla stanu $k=1$, w którym prędkość wiatru podlega rozkładowi Gumbela, współczynnik \checkmark_{w_p} wynika z apro-

ksymacji skrajnej prawej części rozkładu w_p rozkładem logarytmo-normalnym.

Tablica 2.5

Nachylenie części prostoliniowej charakterystyk $\sigma = f(p-1)$ na rys. 2.7
Slope of rectilinear part of characteristics $\sigma = f(p-1)$ on Fig. 2.7

Nr krzywej na rys. 2.7	Część prostoliniowa charakterystyki [MPa]	Nachylenie części prostoliniowej charakterystyki
1	150...225	0,53
2	250...400	0,53
3	250...400	0,46
4	150...225	0,51

Nachylenie $d \ln \sigma / d \ln (p-1)$ można określić graficznie lub analitycznie. Rozpatrzmy niewielką zmianę naprężenia w przewodzie ($\Delta \sigma$) spowodowaną niewielką zmianą stopnia obciążenia (Δp). Wychodząc z uproszczonego wzoru na długość przewodu zawieszono w prześle [15], można zapisać:

$$\Delta \sigma = \frac{a^2 g_p^2 E_G}{24 s^2} \left[\frac{(p+\Delta p)^2}{(\sigma+\Delta \sigma)^2} - \frac{p^2}{\sigma^2} \right] \quad (2.48)$$

gdzie E_G jest lokalnym współczynnikiem wydłużenia sprężystego przewodu (przy naprężeniu σ). Ponieważ w przybliżeniu zachodzi:

$$\frac{1}{(\sigma + \Delta \sigma)^2} \approx \frac{1}{\sigma^2} - \frac{2 \Delta \sigma}{\sigma^3}$$

po przekształceniach wzoru (2.48) otrzymuje się:

$$\frac{\Delta \sigma}{\Delta p} = \sigma \frac{2p + \Delta p}{A + 2(p^2 + 2p\Delta p)}; \quad A = \frac{24 \sigma^3 s^2}{a^2 g_p^2 E_G} \quad (2.49)$$

Stąd:

$$\frac{d \sigma}{d p} = \lim_{\Delta p \rightarrow 0} \frac{\Delta \sigma}{\Delta p} = \sigma \frac{2p}{A + 2p^2}$$

oraz ostatecznie:

$$\frac{d \ln \sigma}{d \ln (p-1)} = \frac{2p(p-1)}{A + 2p^2} \quad (2.50)$$

Rozkład naciągu zależy od wysokości zawieszenia przewodu, przy czym dla wartości charakterystycznych \checkmark_N zachodzi:

$$\checkmark_{N_2} = \checkmark_{N_1} \frac{X_2}{X_1} \frac{\checkmark_{N_1} / \checkmark_{X_1}}{\checkmark_{N_2} / \checkmark_{X_2}} \quad (2.51)$$

gdzie:

$\checkmark_{N_1}, \checkmark_{N_2}$ - wartość charakterystyczna naciągu odpowiednio na wysokości z_1 i z_2 ,
 X_2/X_1 - stosunek losowych obciążeń składowych przewodu na wysokości z_2 i z_1 (dla stanu $k=2$ $X=g_0$).

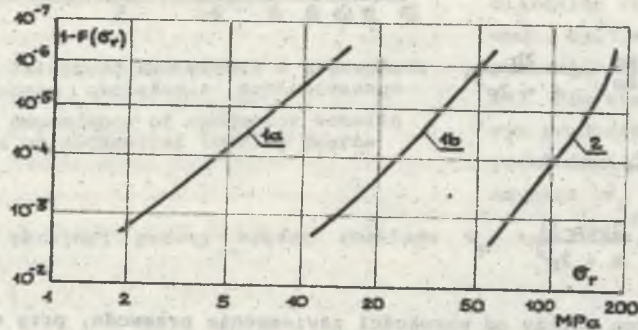
Przy niesymetrycznym oblodzeniu naciąg przewodu w żadnym prześle sekcji odciągowej nie przekracza naciągu dla stanu $k=2$, przy przyjętych założeniach dotyczących masy i prawdopodobieństwa wystąpienia niesymetrycznego oblodzenia (p. A.2.3). Różnice składowych poziomych naprężeń przewodów roboczych w sąsiednich przesłach niwelowane są w pewnym stopniu przez wzdłużne wychylenia przelotowych łańcuchów izolatorów. Naprężenie różnicowe przewodów σ_r , zdefiniowane jako algebraiczna różnica składowych poziomych naprężeń w sąsiednich przesłach, zależy od wielu czynników.

Do podstawowych należą:

- liczba i rozpiętość pręseł w sekcji,
- długość przelotowych łańcuchów izolatorów,
- przyjęta postać niesymetrycznego oblodzenia, jego ciężar oraz rozmieszczenie wewnątrz sekcji.

Szczegółową analizę wpływu różnych czynników zawiera publikacja [67]. Wynika z niej, jak również z analiz autora, że dla niesymetrycznego oblodzenia w postaci zalecanej przez IEC [127] (p. A.2.3):

- naprężenie różnicowe rośnie ze wzrostem liczby pręseł w sekcji, przy czym powyżej 6...8 pręseł wzrost jest już nieduży,
- naprężenie różnicowe jest tym większe, im krótsze są przelotowe łańcuchy izolatorów,
- naprężenie różnicowe osiąga największą wartość, gdy normalne oblodzenie (p. A.2.3) występuje w skrajnych pręsiach sekcji.



Rys. 2.8. Rozkłady prawdopodobieństwa naprężenia różnicowego przewodów w sekcji odciągowej 6-przęsłowej linii 400 kV w siatce rozkładu logarytmowo-normalnego

1 - przewód roboczy AFL-8 525, długość przelotowych łańcuchów izolatorów 5,0 m (a - środkowy słup przelotowy sekcji; b - słup mocny); 2 - przewód odgromowy AFL-1,7 70. Pozostałe dane jak na rys. 2.6 i 2.7

Fig. 2.8. Probability distributions of unbalanced conductor tensile stress (during asymmetrical icing) in 6-spans section of 400-kV-line in lognormal net

1 - 520/67 ACSR phase conductor, insulator string length 5.0 m (a - middle suspension tower in the section; b - anchor tower); 2 - 61/36 ACSR ground wire. Remaining data as on Fig. 2.6 and 2.7

Podane uwagi dotyczą naprężenia różnicowego przewodów roboczych, występującego na słupach przelotowych i mocnych. W przypadku przewodów odgromowych zawieszonych sztywno (bez izolatorów) naprężenie różnicowe zależy wyłącznie od wielkości niesymetrycznego oblodzenia. Kształtowanie się rozkładów prawdopodobieństwa naprężenia różnicowego w trzech powyższych przypadkach ilustruje rys. 2.8. Rozkłady te w przybliżeniu można traktować jako logarytmowo-normalne.

2.4. SIŁY WEWNĘTRZNE W PRĘTACH SŁUPÓW KRATOWYCH

2.4.1. Określenia wstępne

Dla danego stanu zagrożenia obciążenia składowe słupów (tabl. 2.3) można przedstawić w postaci macierzy X :

$$X = [X_1, X_2, \dots, X_N]^T \quad (2.52)$$

Elementy macierzy X stanowią zmienne losowe, które zwykle można w pełni scharakteryzować za pomocą wartości oczekiwanych i odchyłeń standardowych. Macierz wartości oczekiwanych i macierz kowariancji wektora X :

$$E(X) = \bar{X} = [\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_N]^T \quad (2.53)$$

$$K_X = E[(X-\bar{X})(X-\bar{X})^T] \quad (2.54)$$

przy czym macierz kowariancji wynika z relacji:

$$K_X = G_X r_X G_X \quad (2.55)$$

w której G_X jest macierzą diagonalną odchyłeń standardowych obciążeń, r_X - symetryczną macierzą współczynników korelacji obciążeń:

$$G_X = \begin{bmatrix} G_{X_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & G_{X_2} & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & G_{X_N} \end{bmatrix}, \quad r_X = \begin{bmatrix} 1 & r_{X_1 X_2} & \dots & r_{X_1 X_N} \\ r_{X_2 X_1} & 1 & \dots & r_{X_2 X_N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ r_{X_N X_1} & r_{X_N X_2} & \dots & 1 \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

Siły wewnętrzne w M-elementowej konstrukcji można również przedstawić w postaci macierzy:

$$Y = [Y_1, Y_2, \dots, Y_M]^T \quad (2.57)$$

Przy traktowaniu konstrukcji jako układu liniowego siły wewnętrzne w poszczególnych elementach (prętach) stanowią sumę sił wewnętrznych od poszczególnych obciążeń, co można zapisać za pomocą relacji:

$$Y = \varphi X,$$

w której φ jest macierzą prostokątną stopnia $N \times M$ niestatystycznych współczynników wpływu (proporcjonalności):

$$\varphi = \begin{bmatrix} \varphi_{11} & \varphi_{12} & \dots & \varphi_{1N} \\ \varphi_{21} & \varphi_{22} & \dots & \varphi_{2N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \varphi_{M1} & \varphi_{M2} & \dots & \varphi_{MN} \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

Współczynniki wpływu zależą od rodzaju obciążenia (poziome lub pionowe), miejsca przyłożenia obciążenia, położenia i rodzaju elementu (pręta) oraz od wymiarów i rodzaju zakratowania konstrukcji. Wartość oczekiwana wektora Y wynosi:

$$E(Y) = \bar{Y} = \varphi \bar{X}, \quad (2.60)$$

natomiast kowariancja:

$$K_Y = \varphi K_X \varphi^T. \quad (2.61)$$

Podstawiając wzór (2.55) do wzoru (2.61), po przekształceniach otrzymuje się:

$$K_Y = \varphi \sigma_X r_X (\varphi \sigma_X)^T. \quad (2.62)$$

Zwykle wystarcza znajomość elementów diagonalnych macierzy K_Y , przedstawiających wariancje sił wewnętrznych. Wariancje te wynoszą:

$$\sigma_{Y_m}^2 = \sum_{n=1}^N \varphi_{mn}^2 \sigma_{X_n}^2 + 2 \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^N \varphi_{mi} \varphi_{mj} r_{X_i X_j} \sigma_{X_i} \sigma_{X_j}; \quad m=1, 2, \dots, M. \quad (2.63)$$

Wykorzystując ogólny wzór:

$$r_{X_i X_j} = \frac{\bar{X}_i \bar{X}_j / \bar{X}_i \bar{X}_j - 1}{\sqrt{\frac{\bar{X}_i^2}{\sigma_{X_i}^2} - 1} \sqrt{\frac{\bar{X}_j^2}{\sigma_{X_j}^2} - 1}} \quad (2.64)$$

określono zależności na współczynnik korelacji dla wszystkich par obciążeń składowych, stanowiących zmienne losowe zależne (tabl. 2.6). Przy wyprowadzaniu powyższych wzorów, z których niektóre mają przybliżony charakter, wykorzystano m.in. informacje o typie rozkładu zmiennych, podane w rozdz. 2 oraz aneksie A.

Tablica 2.6

Zestawienie zależności na współczynnik korelacji obciążeń składowych
Settingup of equations of correlation coefficient for various elementary loads

Obciążenia składowe X_i, X_j	Stan zagrożenia k	Wyrażenie na współczynnik korelacji $r_{X_i X_j}$
G_p, W_p	1 v 2 v 3	$r_{a_w a_c} v_{a_w} v_{a_c} / (v_{G_p} v_{W_p})$
W_p, W_s	1 v 2 v 3	$[4v_v^2 + v_c^2 + (1-1/\beta_p)(1-1/\beta_s)v_f^2] / (v_{W_p} v_{W_s})$
W_p, N_w	1 v 3	$[\exp(v_w v_N) - 1] / (v_{W_p} v_{N_w})$
W_p, N_w	2	$[\exp(v_w v_N / 2) - 1] / (v_{W_p} v_{N_w})$
W_s, N_w	1 v 3	$[\exp(v_w v_N) - 1] / (v_{W_s} v_{N_w})$
W_s, N_w	2	$[\exp(v_w v_N / 2) - 1] / (v_{W_s} v_{N_w})$
G_o, W_p	2 v 3	$[r_{Q_o M} v_{Q_o} v_M + r_{a_w a_c} v_{a_w} v_{a_c}] / (v_{G_o} v_{W_p})$
G_p, G_o	2 v 3 v 4	v_{a_c} / v_{G_o}
G_o, N_w	2 v 4	$[\exp(v_w v_N) - 1] / (v_{G_o} v_{N_w})$
G_o, N_r	4	$[\exp(v_w v_{N_r}) - 1] / (v_{G_o} v_{N_r})$
$N_{rx}, N_{ry}^{(1)}$	4	$v_{N_r}^2 / (v_{N_{rx}} v_{N_{ry}})$
$N_w, N_{rx}^{(1)}$	4	$[\exp(v_w v_{N_r}) - 1] / (v_{N_w} v_{N_{rx}})$
$N_w, N_{ry}^{(1)}$	4	$[(1 + v_{\cos(\theta/2)}^2) \exp(v_w v_{N_r}) - 1] / (v_{N_w} v_{N_{ry}})$

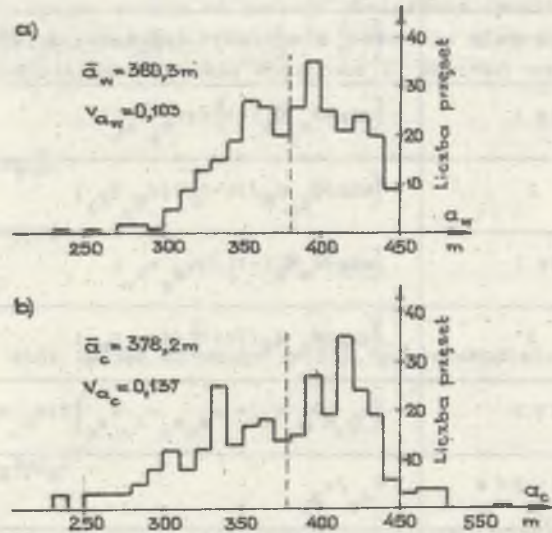
¹⁾ $N_{rx} = N_r \sin(\theta/2); N_{ry} = N_r \cos(\theta/2).$

2.4.2. Słupy przelotowe

Do istotnych wielkości określających ryzyko uszkodzenia słupów przelotowych należą rozkłady rozpiętości wiatrowych i ciężarowych pręseł. Dużo uwagi poświęca temu Ghannoum w publikacji [55], proponując uzależnienie roz-

kładów a_w i a_c od ukształtowania terenu oraz liczby podtypów słupów, projektowanych dla różnych rozpiętości znamionowych $a_n^{1)}$. Podobne zasady przyjęto w projekcie zaleceń IEC [126].

Rozkłady empiryczne a_w i a_c dla linii 750 kV podano na rys. 2.9. Zbliżone rozkłady mogą być przyjęte także dla krajowych linii 400 kV, o przeciętnych parametrach: $\bar{a}_w = \bar{a}_c = 0,9 a_n$, $v_{a_w} = 0,10$, $v_{a_c} = 0,13$. Dla linii 110 kV, charakteryzujących się większą liczbą skrzyżowań, przeciętne wartości parametrów wynoszą: $\bar{a}_w = \bar{a}_c = 0,85 a_n$, $v_{a_w} = 0,15$, $v_{a_c} = 0,17$.



Rys. 2.9. Histogramy rozpiętości przęseł wiatrowych (a) i ciężarowych (b) dla polskiego odcinka linii 750 kV Chmielnicka - Rzeszów. Współczynnik korelacji $r_{a_w a_c} = 0,82$

Fig. 2.9. Frequency distributions of wind span lengths (a) and weight span lengths (b) for Polish part of the 750-kV-Chmielnicka-Rzeszów-line. Correlation coefficient $r_{a_w a_c} = 0,82$

Parametry rozkładów obciążeń składowych słupów przelotowych określają zależności analogiczne do (2.36) i (2.37). Przykładowo współczynniki zmienności obciążenia wiatrem wynikają z relacji:

$$\nu_{W_p} = \sqrt{\nu_w^2 + \nu_{a_w}^2} \quad (\text{dla } \phi = \pi/2),$$

¹⁾ W Polsce dana seria słupów jest projektowana dla jednej rozpiętości znamionowej.

$$\nu_{W_s} = \sqrt{\nu_w^2 + \nu_{A_s}^2},$$

w których symbol ν oznacza (dla każdej z wielkości):

$$\nu = \sqrt{\ln(1 + v^2)}.$$

Współczynniki zmienności ν_X (tabl. 2.7) w przybliżeniu można traktować jako logarytmiczne współczynniki zmienności.

Tablica 2.7

Współczynniki zmienności ν_X oraz współczynniki korelacji $r_{X_i X_j}$ obciążeń składowych słupa przelotowego linii 400 kV

Logarithmic variation coefficients ν_X and correlation coefficients $r_{X_i X_j}$ for elementary loads, calculated for suspension tower of 400-kV-line¹⁾

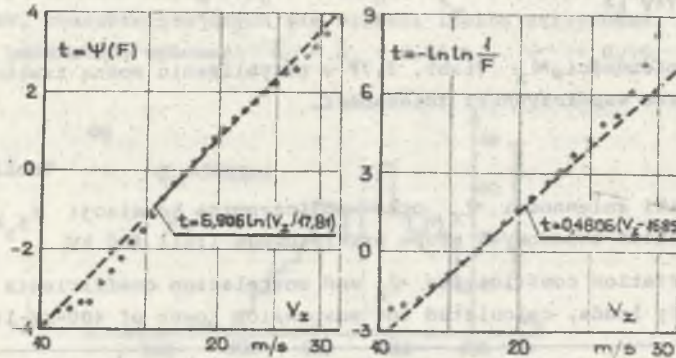
Współczynnik	Stan zagrożenia k			
	1	2	3	4
ν_{G_p}			0,13	
ν_{G_s}			0,05	
ν_{G_o}	-	0,77	1,16	0,88
ν_{W_p}	0,29	0,75	0,82	-
ν_{W_s}	0,27	0,74	0,81	-
ν_{N_r}	-	-	-	0,99 ¹⁾ 0,67 ²⁾
$r_{G_p W_p}$	0,27	0,09	0,08	-
$r_{W_p W_s}$	0,92	0,78	0,75	-
$r_{G_o W_p}$	-	0,29	0,29	-
$r_{G_p G_o}$	-	0,14	0,08	0,12
$r_{G_o N_r}$	-	-	-	0,98 ¹⁾ 0,97 ²⁾

¹⁾ Przewody robocze AFL-8 525.

²⁾ Przewody odgromowe AFL-1,7 70.

Przez analogię do równania (2.43) można zdefiniować prędkość zastępczą V_z , związana z obciążeniem W_p lub W_s . W odniesieniu do W_p zachodzi:

$$v_z = v \sqrt{\frac{C_x C_e \beta a_w}{\bar{C}_x \bar{C}_e \bar{\beta} \bar{a}_w}} \quad (2.65)$$



Rys. 2.10. Wyniki modelowania statystycznego rozkładu prędkości zastępczej wiatru w siatce rozkładu logarytmno-normalnego (a) i Gumbela (b) ($t = \Psi(F)$ - argument unormowanej dystrybuanty Gaussa).
 Założono: $\bar{V} = 18,05$ m/s, $v_V = 0,1223$, $\bar{a}_w/a_n = 0,9$, $v_{a_w} = 0,10$, $\bar{K} = 0,005$; $v_K = 0,358$, $\bar{L}_x = 30$ m, $v_{L_x} = 0,333$, $\bar{z} = 10$ m, $v_z = 0,15$, $\bar{\psi} = 3,0$, $v_{\psi} = 0,152$
 $(\bar{C}_x = 1,0, \bar{C}_e \bar{\beta} = 1,349, \bar{a}_w = 405$ m)

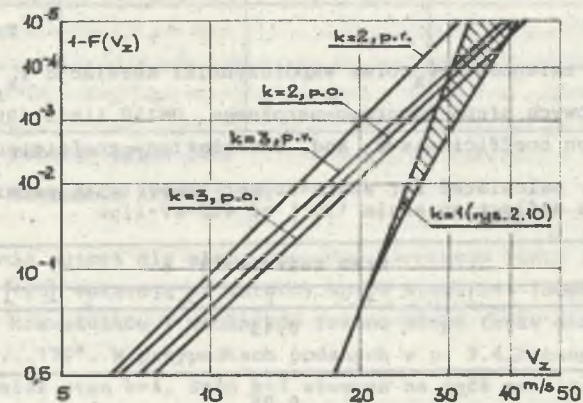
Fig. 2.10. Results of statistical modeling of equivalent wind velocity distribution in lognormal net (a) and Gumbel's net (b) ($t = \Psi(F)$ - argument of normalized Gaussian distribution).
 Data assumed: $\bar{V} = 18.05$ m/s, $v_V = 0.1223$, $\bar{a}_w/a_n = 0.9$, $v_{a_w} = 0.10$, $\bar{K} = 0.005$, $v_K = 0.358$, $\bar{L}_x = 30$ m, $v_{L_x} = 0.333$, $\bar{z} = 10$ m, $v_z = 0.15$, $\bar{\psi} = 3.0$, $v_{\psi} = 0.152$ ($\bar{C}_x = 1.0, \bar{C}_e \bar{\beta} = 1.349, \bar{a}_w = 405$ m)

Wyniki modelowania statystycznego rozkładu prędkości V_z określonej wzorem (2.65) przedstawia rys. 2.10. Dla zmiennych niezależnych podlegających modelowaniu (p. 2.2.3) przyjęto rozkłady: V - rozkład Gumbela (stan zagrożenia $k=1$), a_w/a_n - rozkład beta [126], K, L_x, z - rozkłady logarytmno-normalne, ψ - rozkład według wzoru (A.6). Uzyskany rozkład empiryczny prędkości V_z jest rozkładem pośrednim między rozkładem logarytmno-normalnym i rozkładem Gumbela. Linie proste na rys. 2.10 odpowiadają rozkładom teoretycznym o parametrach wyznaczonych analitycznie w sposób przedstawiony powyżej oraz w p. 2.2.3. W zakresie dużych prędkości wiatru lepszą zgodność z rozkładem empirycznym wykazuje rozkład logarytmno-normalny.

Obliczenia autora dla słupa przelotowego linii 2-torowej 400 kV Z52P [120] wykazały, że z uwagi na znaczną dysproporcję między współczynnikami zmienności obciążeń G_p i G_s oraz pozostałych (szczególnie dla stanów

$k=2, 3$ i 4) wskazane jest określenie parametrów rozkładów sił wewnętrznych w prętach konstrukcji (wg wzoru (2.60) i (2.62)) oddzielnie dla obciążeń G_p i G_s oraz pozostałych. Przy przyjęciu obciążeń zewnętrznych dla strefy nizinnej (Aneks A) z reguły:

- stanem wymiarującym dla krawężników i ukośników trzonu słupa jest stan $k=1$, co w pewnym stopniu znajduje potwierdzenie w porównaniu rozkładów prędkości zastępczej wiatru (rys. 2.11),
- stanem wymiarującym dla wysięgników przewodów roboczych jest stan $k=2$,
- dla wieżyczek odgromowych i wysięgników przewodów odgromowych istotne znaczenie, obok stanów $k=1$ i 2 , ma stan $k=4$.



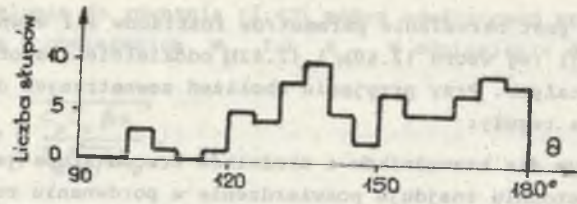
Rys. 2.11. Porównanie rozkładów prędkości zastępczej wiatru dla przewodu AFL-8 525 (p.r.) i przewodu AFL-1,7 70 (p.o.) w siatce rozkładu logarytmno-normalnego

Fig. 2.11. Comparison of equivalent wind velocity distributions for 520/67 ACSR phase conductor (p.r.) and 61/36 ACSR ground wire (p.o.) in lognormal net

2.4.3. Słupy narożne i odporowo-narożne

Główne obciążenia składowe słupów narożnych i odporowo-narożnych zależą od kąta załomu linii (tabl. 2.2 i 2.3), który musi być traktowany jako zmienna losowa. Przedstawiony na rys. 2.12 przykładowy histogram nie sugeruje w sposób jednoznaczny typu rozkładu kąta załomu. Biorąc pod uwagę brak fizycznych przesłanek do grupowania się kątów załomu wokół określonej wartości, w uproszczeniu można przyjąć rozkład równomierny w ograniczonych przedziałach wartości kąta, np. 90...120°, 120...150° i 170...180°. Przedziały powyższe przyjmowane są zwykle w Polsce przy projektowaniu serii słupów [120].

Tablica 2.8 zawiera zestawienie współczynników zmienności i korelacji obciążeń składowych słupa typu ON150 linii 400 kV, przeznaczonego dla kątów załomu 150...170°. Zbliżone lub identyczne parametry posiadają słupy ON150 w innych liniach.



Rys. 2.12. Histogram kąta załomu uzyskany z analizy projektów kilku linii 110-750 kV

Fig. 2.12. Frequency distribution of line deflection angle obtained from analysis of some designs of 110-750-kV-lines

Tablica 2.8

Współczynniki zmienności ν_x oraz współczynniki korelacji $r_{X_i X_j}$ obciążeń składowych słupa odporowo-naróżnego ON150 linii 400 kV
 Logarithmic variation coefficients ν_x and correlation coefficients $r_{X_i X_j}$ of elementary loads, calculated for angle-anchor tower (with permissible line deflection angle 150°) of 400-kV-line

Współczynnik	Stan zagrożenia k			
	1	2	3	4
ν_{G_p}	0,13			
ν_{G_s}	0,05			
ν_{G_o}	-	0,77	1,16	0,88
ν_{W_p}	0,29	0,75	0,82	-
ν_{W_s}	0,27	0,74	0,81	-
ν_{N_r}	-	-	-	0,72 ¹⁾ 0,67 ²⁾
ν_{N_w}	0,40	-	0,46	0,41 ¹⁾ 0,49 ²⁾
$r_{G_p W_p}$	0,27	-	0,08	-
$r_{W_p W_s}$	0,92	0,78	0,75	-
$r_{W_p N_w}$	0,66	0,36	0,72	-
$r_{W_s N_w}$	0,69	0,37	0,74	-
$r_{G_o W_p}$	-	0,29	0,29	-

cd. tablicy 2.8

Współczynnik	Stan zagrożenia k			
	1	2	3	4
$r_{G_p G_o}$	-	0,14	0,08	0,12
$r_{G_o N_w}$	-	0,76	-	0,65 ¹⁾ 0,75 ²⁾
$r_{G_o N_r}$	-	-	-	0,98 ¹⁾ 0,97 ²⁾
$r_{N_r N_{rx}}$	-	-	-	0,91 ¹⁾ 0,90 ²⁾
$r_{N_w N_{rx}}$	-	-	-	0,68 ¹⁾ 0,79 ²⁾
$r_{N_w N_{ry}}$	-	-	-	0,89 ¹⁾ 0,96 ²⁾

1) Przewody robocze AFL-8 525.

2) Przewody odgromowe AFL-1,7 70.

Obliczenia autora dla słupa odporowo-naróżnego linii 2-torowej 400 kV Z52 ON150 [120] wskazują na istotny wpływ stanu k=1 (obok stanu k=2) na wymiarowanie krażeńników i ukośników trzonu słupa także dla przedziału kąta załomu 150...170°. W przypadkach podanych w p. 2.4.2 stanem wymiarującym może być również stan k=4. Stan k=3 stwarza na ogół mniejsze zagrożenie niż pozostałe stany.

2.5. OBCIĄŻENIA I WYCHYLENIA ŁAŃCUCHÓW IZOLATORÓW I PRZEWODÓW

Spośród stanów zagrożenia k=1,...,4 (tabl. 2.1) decydujące znaczenie dla łańcuchów przelotowych ma stan k=2, w którym można pominąć obciążenie wiatrem przewodu.

Łańcuchy odciągowe są obciążone naciągiem w punkcie zawieszenia, który na ogół nie różni się więcej niż 1...2% od składowej poziomej naciągu przewodu. Podobnie jak dla przewodów (p. 2.3), decydujący wpływ na ryzyko zerwania łańcucha odciągowego ma stan k=2.

W pracy [150] wykazano, że w analizie wychyleń przelotowego łańcucha izolatorów można pominąć moment bezwładności łańcucha, w związku z czym chwilowy kąt wychYLENIA łańcucha $\Theta(t) = \Theta + \alpha^m(t)$ (rys. 4.4) związany jest z siłą $F(t) = F + f(t)$ (p. 2.2.2) relacja:

$$\Theta(t) = \arctg \frac{F(t)}{a_c g_p + \frac{G_1}{2}} \quad (2.66)$$

Stosując metodę linearyzacji znajduje się odchylenie standardowe scentralizowanego procesu $\sigma^*(t)$:

$$\sigma_{\theta}^* = \frac{v_f}{2} \sin 2\theta. \quad (2.67)$$

Analogiczny przybliżony wzór określa odchylenie standardowe chwilowego kąta wychylenia przewodu w środku przęsła $\Gamma(t) = \Gamma_1(t) + \Gamma_2(t)$ (rys. 4.6.). Różnica polega na tym, że w przypadku σ_{θ}^* współczynnik zmienności v_f dotyczy pojedynczego przęsła linii i może być określony w oparciu o informacje zawarte w p. 2.2.2. W publikacji [110], opartej na kompleksowych badaniach wychyleń przewodu na doświadczalnej linii oraz na komputerowych badaniach symulacyjnych, podano empiryczną zależność na σ_{θ}^* . Podstawowym celem badań było określenie zbliżeń sąsiednich przewodów w środkowym punkcie przęsła. Stwierdzono, że względny kąt wychylenia przewodów $\Delta\Gamma(t)$, będący różnicą ich kątów wychyleń $\Delta\Gamma(t) = \Gamma_1(t) - \Gamma_2(t)$, jest stacjonarnym procesem gaussowskim o wartości oczekiwanej 0 oraz odchyleniu standardowym:

$$\sigma_{\Delta\Gamma} = \zeta \sqrt{\sigma_{\Gamma_1}^2 + \sigma_{\Gamma_2}^2}, \quad (2.68)$$

gdzie ζ jest odpowiednim współczynnikiem korelacji wychyleń określonym wzorem:

$$\zeta = \sqrt{1 - \exp \left[-\sqrt{\left(\frac{\Delta y}{L_y}\right)^2 + \left(\frac{\Delta z}{L_z}\right)^2} \right]}, \quad (2.69)$$

w którym Δy i Δz oznaczają odpowiednio odległość poziomą i pionową punktów zawieszenia sąsiednich przewodów.

3. WYMIAROWANIE I KOORDYNACJA WYTRZYMAŁOŚCI MECHANICZNEJ ELEMENTÓW LINII

3.1. RYZYKO USZKODZENIA ELEMENTU I ODCINKA LINII

3.1.1. Efekt skali czasowej

W okresie użytkowania $0 \leq t \leq T$ element konstrukcyjny linii jest poddany, z uwagi na dany stan zagrożenia, procesowi stochastycznemu obciążenia $P(t)$. Okres użytkowania jest podzielony na T okresów elementarnych (cykli) Δt w taki sposób, aby szczyty obciążenia w dwóch różnych cyklach były zmiennymi losowymi niezależnymi. W odniesieniu do obciążeń zewnętrznych w pełni wystarczające jest przyjęcie $\Delta t = 1$ rok. Prawdopodobieństwo uszkodzenia elementu w elementarnym okresie, czyli roczne ryzyko uszkodzenia, jest równe prawdopodobieństwu uszkodzenia elementu przy szczytowym (maksymalnym rocznym) obciążeniu. Dla losowej nośności (wytrzymałości) N elementu i losowego maksymalnego obciążenia P ryzyko uszkodzenia w pierwszym roku eksploatacji:

$$R = \int_0^{\infty} f_N(X) [1 - F_P(X)] dX = 1 - \int_0^{\infty} f_N(X) F_P(X) dX, \quad (3.1)$$

gdzie:

- $f_N(X)$ - gęstość prawdopodobieństwa nośności elementu,
- $F_P(X)$ - dystrybuanta maksymalnego rocznego obciążenia.

Teoretycznie uszkodzenie elementu może wystąpić wielokrotnie, zaś R określa prawdopodobieństwo co najmniej jednokrotnego uszkodzenia. W oparciu o uogólnione wykładnicze prawo niezawodności [3] przeciętna roczna intensywność uszkodzeń w pierwszym roku eksploatacji:

$$\lambda = -\frac{1}{\Delta t} \ln(1-R). \quad (3.2)$$

Powtarzane w kolejnych latach próby polegające na sprawdzeniu warunku $N \geq P$ są stochastycznie zależne z uwagi na stałą (ustaloną w pierwszej próbie) nośność N ¹⁾. Wynika stąd, że prawdopodobieństwo uszkodzenia elementu w okresie T lat:

$$R_T = 1 - \int_0^{\infty} f_N(X) [F_P(X)]^T dX, \quad (3.3)$$

¹⁾ Przy założeniu że element nie ulega starzeniu.

gdzie $[F_P(X)]^T$ jest dystrybuantą maksymalnego za okres T lat obciążenia elementu. Przeciętna roczna intensywność uszkodzeń w okresie użytkowania linii:

$$\lambda_T = -\frac{1}{T \Delta t} \ln(1-R_T) \quad (3.4)$$

zawiera się w granicach:

$$\frac{1}{T} \lambda \leq \lambda_T \leq \lambda, \quad (3.5)$$

zaś ryzyko R_T w granicach:

$$R \leq R_T \leq 1 - (1-R)^T. \quad (3.6)$$

Dolne graniczne wartości odnoszą się do przypadku, gdy współczynnik zmienności obciążenia $v_p = 0$ (obciążenie stałe), natomiast górne do przypadku, gdy współczynnik zmienności wytrzymałości $v_N = 0$. Z przedstawionego modelu wynika, że roczne ryzyko uszkodzenia a w ślad za tym przeciętna roczna intensywność uszkodzeń są malejącymi funkcjami czasu. Zjawisko takie w praktyce jednak prawie w ogóle nie występuje¹⁾ z uwagi na duży rozrzut obciążeń zewnętrznych (zwykle $v_p > v_N$). Z rys. 3.1 wynika, że nawet przy $v_N \approx v_p$ możliwe uszkodzenia elementu w kolejnych latach można traktować jako zdarzenia w przybliżeniu stochastycznie niezależne, wobec czego:

$$R_T \approx 1 - (1-R)^T \approx RT, \quad (3.7)$$

$$\lambda_T \approx \lambda \approx \frac{R}{\Delta t}. \quad (3.8)$$

Drugie uproszczenia we wzorach (3.7) i (3.8) są dopuszczalne przy $R < 10^{-2} \dots 10^{-1}$, co zwykle zachodzi.

Efekt statystyczny (3.7) związany z czasem eksploatacji konstrukcji (linii) można nazwać efektem skali czasowej, przez analogię do efektu skali przestrzennej (p. 3.1.2). Efekt skali czasowej kompensuje się m.in. poprzez przyjmowanie okresu powrotu obciążeń charakterystycznych równego co najmniej czasowi eksploatacji konstrukcji (p. 3.4).

¹⁾ Obserwowana w praktyce dla niektórych elementów (np. izolatorów szklanych) zwiększona intensywność uszkodzeń w pierwszym okresie jest efektem naturalnej selekcji niejednorodnej partii elementów. W okresie tym uszkodzają się przede wszystkim elementy z poważnymi wadami materiału lub źle wykonane, których nie można wliczać do populacji o przyjętym rozkładzie $f_N(X)$.

3.1.2. Efekt skali przestrzennej

Pod względem niezawodnościowym linia napowietrzna przedstawia układ techniczny złożony (tzw. nadukład [3]) o ustroju (połączeniu) szeregowym, zawierający kilka podukładów o ustroju także szeregowym. Przykładowo, w linii można wydzielić 8 głównych (jednorodnych lub w przybliżeniu jednorodnych) podukładów, a mianowicie: podukład słupów przelotowych, słupów mocnych, fundamentów słupów przelotowych, fundamentów słupów mocnych, łańcuchów przelotowych, łańcuchów odciągowych, przewodów fazowych oraz podukład przewodów odgromowych. Elementami podukładów są na ogół elementy scalone (o ustroju szeregowym), złożone z pewnej liczby elementów składowych jednakowego lub różnego typu.

W większości przypadków niezawodność powyższych struktur może być określana przy założeniu niezależności stochastycznej uszkodzeń. Spod powyższej zasady muszą być wyłączone następujące struktury, wymagające indywidualnego rozpatrzenia:

- Układ kilku (zwykle) elementów składowych jednego typu, stanowiący integralną część elementu scalonego (cechy charakterystyczne: wszystkie elementy pochodzą z jednej populacji o rozkładzie $f_N(X)$, obciążenia elementów są identyczne). Przykładem takiego układu są izolatory lub łączniki w łańcuchu izolatorów.
- Układ współpracujących z sobą kilku różnych elementów scalonych (cecha charakterystyczna: obciążenia elementów są identyczne lub proporcjonalne). Przykładem takiej struktury jest układ słup-fundament oraz układ łańcuch odciągowy-przewód.
- Układ wszystkich elementów scalonych jednego rodzaju w linii, tworzący zgodnie z podaną na wstępie systematyką jednorodny podukład (cechy charakterystyczne: wszystkie elementy scalone pochodzą z jednej populacji o rozkładzie $f_N(X)$, obciążenia elementów są zmiennymi zależnymi).

W pierwszym przypadku (a) ryzyko uszkodzenia układu szeregowego M pozornie jednakowych elementów:

$$R_M = 1 - \int_0^{\infty} f_N^{(M)}(X) F_P(X) dX, \quad (3.9)$$

gdzie

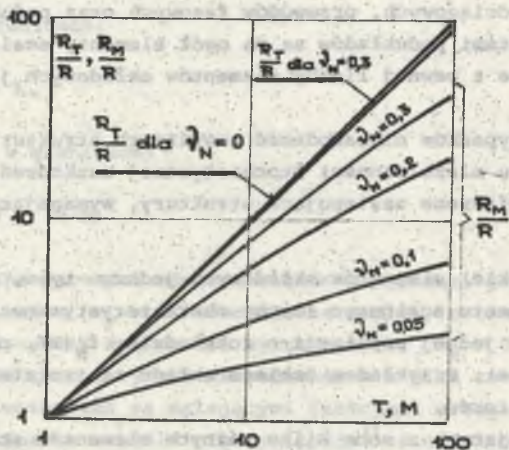
$$f_N^{(M)}(X) = M f_N(X) [1-F_N(X)]^{M-1} \quad (3.10)$$

jest ściśle funkcją gęstości prawdopodobieństwa nośności układu szeregowego (w sensie probabilistycznym). Gdy liczba elementów jest duża ($M \gg 1$), w miejsce ściślej funkcji (3.10) można wprowadzić asymptotyczne funkcje wartości minimalnych (np. Gumbela lub Weibulla) [13]. Sposób ten nie zawsze jed-

nak gwarantuje dostateczną dokładność obliczeń, zwłaszcza w zakresie małych wartości ryzyka uszkodzenia. Inny sposób aproksymacji ściślej funkcji (3.10) przedstawiono w p. 4.2.1.

Ryzyko R_M może zawierać się w granicach:

$$R \leq R_M \leq 1 - (1-R)^M \approx MR. \quad (3.11)$$



Rys. 3.1. Ryzyko uszkodzenia wg wzorów (3.3) oraz (3.9) dla rozkładu Gumbela prędkości zastępczej wiatru (rys. 2.10b) oraz rozkładu logarytm-normalnego wytrzymałości przy $R = 5 \cdot 10^{-5}$

Fig. 3.1. Risk of failure calculated using equations (3.3) and (3.9) for Gumbel's distribution of equivalent wind velocity (Fig. 2.10b) and lognormal distribution of strength, at $R = 5 \cdot 10^{-5}$

Dolna graniczna wartość występuje, gdy $v_N = 0$, zaś górna gdy $v_P = 0$. Jest to sytuacja odwrotna niż w przypadku problemu skali czasowej, inne są także wnioski dotyczące możliwych uproszczeń (rys. 3.1). W obliczeniach, których wyniki przedstawiono na rys. 3.1, jako $f_P(X)$ przyjęto rozkład obciążenia wiatrem przewodów, charakteryzujący się współczynnikiem zmienności $v_P \approx 0,3$. Ponieważ dla ciężaru oblodzenia lub naciągu przewodów współczynnik v_P jest jeszcze większy, w praktyce $R_M/R \ll M$ i np. dla 2 lub 3 izolatorów długopniowych w łańcuchu przy $v_N \approx 0,05$ (Aneks C) można nawet przyjąć $R_M \approx R$. Efekt skali przestrzennej może dodatkowo ulec zmniejszeniu wskutek autokorelacji wytrzymałości elementów.

W drugim przypadku (b) interesuje nas zazwyczaj ryzyko uszkodzenia każdego z elementów. Niech N_1 i N_2 oznaczają ich losowe nośności, a P losowe obciążenie. Ryzyko uszkodzenia pierwszego elementu (o wytrzymałości N_1):

$$R'_1 = \int_0^{\infty} f_{N_1}(X) [1 - F_P(X)] [1 - F_{N_2}(X)] dX. \quad (3.12)$$

Analogiczne wyrażenie określa ryzyko R'_2 uszkodzenia drugiego elementu. Jedno z możliwych uproszczeń wzoru (3.12) ma postać:

$$R'_1 \approx \int_0^{\infty} f_{N_1}(X) [1 - F_P(X)] dX \cdot \int_0^{\infty} f_{N_2}(X) [1 - F_{N_2}(X)] dX, \quad (3.13)$$

czyli:

$$R'_1 \approx R_1(1 - P_{21}), \quad (3.14a)$$

oraz przez analogię:

$$R'_2 \approx R_2 P_{21}, \quad (3.14b)$$

gdzie: P_{21} jest prawdopodobieństwem zdarzenia $N_2 < N_1$, R_1 i R_2 - odpowiednio ryzykiem uszkodzenia odosobnionego (samotnego) pierwszego i drugiego elementu. Przyjęte uproszczenia są dopuszczalne, jeżeli rozsuniecie rozkładów $F_P(X)$ i $f_{N_1}(X)$ oraz $f_{N_2}(X)$ i $f_{N_1}(X)$ jest dostatecznie duże, co w praktyce często zachodzi.

Stochastyczna zależność obciążeń zewnętrznych, związana z ich strukturą czasowo-przestrzenną, stanowi sedno zagadnienia ujętego w trzecim przypadku (c). Korelacja czasowo-przestrzenna ma szczególne znaczenie w analizie i optymalizacji ryzyka przeskoku elektrycznego w linii, ponieważ przeskoki i związane z tym wyłączenie linii uniemożliwiają wystąpienie przeskoków w innych punktach linii, w ocenie kosztów zawodności zaś decydującą rolę spełnia oczekiwana liczba przerw w pracy linii. W przypadku ryzyka uszkodzenia mechanicznego wpływ korelacji jest mniejszy i byłby do pominięcia, gdyby:

- każdy z elementów linii był elementem autonomicznym, tj. gdyby uszkodzenie dowolnego innego elementu nie powodowało zmiany stanu obciążenia danego elementu,
- ogólne (np. roczne) koszty zawodności były niezależne od czasowo-przestrzennego rozkładu uszkodzeń.

Warunek drugi dyskutowany jest w p. 3.2.1.

Warunek pierwszy dla elementów wchodzących w skład niezbyt długiej sekcji odciągowej najczęściej nie jest spełniony, natomiast dla elementów z różnych sekcji najczęściej jest spełniony. Gdyby na tej podstawie przyjąć, że tylko uszkodzenia elementów scalonych w sekcji odciągowej są zdarzeniami zależnymi, istnieje możliwość przybliżonego wyznaczenia ryzyka uszkodzenia wg wzoru (3.9). Intensywność uszkodzeń w grupie M elementów:

$$\lambda_M = - \frac{1}{\Delta t} \ln(1 - R_M) \quad (3.15)$$

po sprowadzeniu do pojedynczego elementu daje intensywność:

$$\lambda' = \frac{\lambda_M}{M}, \quad (3.16)$$

której odpowiada efektywne ryzyko uszkodzenia pojedynczego elementu:

$$R' = 1 - e^{-\frac{\lambda_M}{M} \Delta t} = 1 - (1 - R_M)^{1/M} \approx \frac{R_M}{M}. \quad (3.17)$$

Ponieważ z reguły $R_M \ll 1 - (1 - R)^M \approx MR$ (R - ryzyko obliczone wg wzoru (3.1)), zachodzi $\lambda' \ll \lambda$ oraz $R' \ll R$.

Powyżej założono identyczność obciążeń w grupie M elementów. Nie odpowiada to ściśle warunkom występowania obciążeń zewnętrznych, kształtowanych zarówno przez makroprocesy pogodowe o dużej skali przestrzenno-czasowej, jak i przez mikroprocesy losowe zależne od lokalnych warunków fizjograficznych i klimatycznych [91]. Pewne znaczenie mają także zmienne wzdłuż linii niektóre jej parametry, takie jak rozpiętości wiatrowe i ciężarowe pręseł oraz kąty załomu linii. W efekcie rzeczywista różnica między ryzykiem R' i R jest mniejsza od tej, która wynika z porównania wzorów (3.17) (w powiązaniu z (3.9)) i (3.1).

W literaturze na ogół milcząco przyjmowane jest założenie o niezależności uszkodzeń elementów scalonych [23, 44, 61, 62]. Wyjątek stanowi publikacja [55] oraz oparta na niej kolejna wersja projektu zaleceń IEC z 1984 r. [126], całkowicie zmieniona w stosunku do wersji z 1982 r. [124]. W pracach [55, 126] za podstawę przyjęto ryzyko wg wzoru (3.9) dla ustalonej arbitralnie liczby elementów (tabl. 3.1), sugerując jednocześnie, że stanowi ono ryzyko uszkodzenia linii. Wpływ długości linii, jeżeli wynosi ona ponad 50 km, w pracy [126] proponuje się uwzględnić poprzez odpowiednie zwiększenie obciążeń maksymalnych (p. 4.4). Powyższa metoda budzi zasadnicze wątpliwości w świetle podanej na wstępie ogólnej analizy zagadnienia korelacji czasowo-przestrzennej. Można przewidywać, że powoduje ona zaniżenie obliczeniowego ryzyka uszkodzenia linii, w niektórych przypadkach niedopuszczalnie duże. Przykładowo, stosując nową metodę IEC do określenia niezawodności linii w stanie zagrożenia $k=1$, uzyskuje się, że ryzyko uszkodzenia linii o długości do 50 km jest równe, zgodnie z tabl. 3.1 (dla porywów wiatru), ryzyku uszkodzenia pojedynczego słupa.

W następnych punktach rozdz. 3 zasadniczo przyjmowane jest założenie o niezależności uszkodzeń elementów scalonych, przy czym w kluczowych punktach analizy przedstawione są stosowne modyfikacje przy uwzględnieniu korelacji czasowo-przestrzennej obciążeń.

Tablica 3.1

Obszar występowania czynników klimatycznych o maksymalnej intensywności wyrażony przez liczbę słupów - wg dokumentu IEC [126] opartego na publikacji [55]
Coverage of the maximum intensity of climatic events expressed by a number of towers - according to IEC document [126] based on article [55]

Obciążenie zewnętrzne	Typ terenu	
	płaski i pagórkowaty	górzysty
Oblodzenie - gołoledź - mokry śnieg	10...50	2
	10...50	10
Wiatr - silny wiatr (5 min.) - poryw. wiatr (5 do 30 s)	10...50	2
	1	1
Oblodzenie i wiatr	1	1

3.2. OPTIMALIZACJA RYZYKA USZKODZENIA WYDZIELONYCH ELEMENTÓW

3.2.1. Warunek ekonomiczny

Zaletą probabilistycznych teorii bezpieczeństwa konstrukcji jest możliwość optymalizacji miary bezpieczeństwa z ogólnospołecznego punktu widzenia. Dla wydzielonego elementu scalonego linii (słupa, fundamentu lub łączucha izolatorów) warunek optymalizacyjny ma postać:

$$K_s = m K + \sum_k \lambda^{(k)} K_u^{(k)} = \min, \quad (3.18)$$

gdzie:

- K_s - roczne koszty stałe (tzn. nie obejmujące kosztów strat mocy i energii w linii) związane z danym elementem,
- K - koszt danego elementu (składnik całkowitego kosztu budowy linii),
- m - współczynnik rocznych kosztów stałych ($m = r + s + r_e$, gdzie: r - stopa akumulacji, s - stopa amortyzacji, r_e - współczynnik rocznych kosztów eksploatacyjnych stałych),
- $K_u^{(k)}$ - wartość przeciętna łącznych kosztów uszkodzenia elementu w stanie zagrożenia k ,
- $\lambda^{(k)}$ - intensywność uszkodzeń pierwotnych elementu w stanie zagrożenia k .

Warunek (3.18) nie ma zastosowania do przewodów (p. 3.3.2). W przypadku uwzględnienia korelacji czasowo-przestrzennej obciążeń intensywność $\lambda^{(k)}$ we wzorze (3.18) należy interpretować jako intensywność efektywną $\lambda^{(k)}$.

Jeżeli intensywność uszkodzeń jest funkcją czasu, np. skutek starzenia, w oparciu o rachunek dyskonta można określić przeciętną roczną dyskontowaną intensywność uszkodzeń:

$$\lambda^{(k)} = \frac{r(1+r)^T}{(1+r)^T - 1} \sum_{i=1}^T \lambda_i^{(k)} (1+r)^{-i} = r_T \sum_{i=1}^T \lambda_i^{(k)} (1+r)^{-i}, \quad (3.19)$$

gdzie r_T jest ratą rozszerzonej reprodukcji.

Jak wykazano w Aneksie C, koszt głównych elementów można wyrazić jako:

$$K = a N_c^n, \quad (3.20)$$

gdzie:

N_c - wartość charakterystyczna (centralna) nośności elementu (np. wartość oczekiwana \bar{N} dla rozkładu normalnego lub mediana \check{N} dla rozkładu logarytmo-normalnego),

a, n - stałe.

Do podstawowych składników $K_u^{(k)}$ należą [50, 117]:

- koszt niedostarczonej energii wskutek awaryjnych wyłączeń odbiorców oraz koszt energii niedostarczonej planowo wskutek ograniczeń w dostawie energii,
- koszt zwiększonych strat mocy i energii w układzie elektroenergetycznym w okresie postoju awaryjnego linii,
- koszt remontu poawaryjnego linii.

Decydujący wpływ na łączne koszty uszkodzeń ma moc przesyłana linią, zakres uszkodzeń oraz związany z tym czas postoju awaryjnego linii. Do dodatkowych czynników należą stopień rezerwowania sieci oraz czasowo-przestrzenny rozkład uszkodzeń w sieci. Ostatni czynnik wiąże się z korelacją czasowo-przestrzenną obciążeń zewnętrznych i powoduje czasowo-przestrzenne grupowanie się uszkodzeń w sieci [91]. Koszt uszkodzenia $K_u^{(k)}$ należy w związku z tym interpretować jako koszt przeciętny ustalony statystycznie, odniesiony do jednego uszkodzenia. W powiązaniu z efektywną intensywnością uszkodzeń $\lambda^{(k)}$ zapewnia to spełnienie warunków koniecznych przy optymalizacji ryzyka uszkodzenia wydzielonych elementów linii (p. 3.2).

Koszt uszkodzenia można wyrazić jako:

$$K_u^{(k)} = k_s^{(k)} K_{(0)} + k_z^{(k)} K, \quad (3.21)$$

gdzie $k_s^{(k)}$ i $k_z^{(k)}$ są stałymi, $K_{(0)}$ - kosztem elementu dla $N_c = N_{c(0)}$. Współczynnik krotności kosztów uszkodzenia (względny koszt uszkodzenia):

$$\lambda^{(k)} = \frac{K_u^{(k)}}{K} = k_s^{(k)} \frac{K_{(0)}}{K} + k_z^{(k)}. \quad (3.22)$$

Gdy $K_u^{(k)} = K_u$ dla $k=1, \dots, 5$ oraz przy przyjęciu:

$$\sum_k \lambda^{(k)} \approx \sum_k \frac{R^{(k)}}{\Delta t} = \frac{R}{\Delta t}, \quad (3.23)$$

ze wzorów (3.18), (3.20)...(3.23) oraz warunku $dK_s/dR = 0$ wynika równanie optymalizacyjne (uwzględniono, że $\Delta t = 1$ rok):

$$-\frac{d \ln N_c}{dR} = \frac{R}{n(m+k_z R)}. \quad (3.24)$$

W dwóch skrajnych przypadkach, tj. gdy $k_s = 0$ (koszt uszkodzenia proporcjonalny do kosztu elementu) lub $k_z = 0$ (koszt uszkodzenia niezależny od kosztu elementu), równanie (3.24) ulega stosownym modyfikacjom.

3.2.2. Optymalizacja przy logarytmo-normalnych rozkładach obciążenia i nośności

Wprowadzenie do teorii bezpieczeństwa konstrukcji rozkładów logarytmo-normalnych jest zasługą Leviego [13]. Rozkłady te mają szereg zalet, jak niesymetria o dodatniej skośności i ograniczenie do dodatnich wartości zmiennej losowej. Nadają się w związku z tym do charakterystyki maksymalnych obciążeń (rozdz. 2 i Aneks A), jak również wytrzymałości przy uwzględnieniu efektów kontroli jakości.

Ze względu na stateczność rozkładów logarytmo-normalnych względem mnożenia losowemu warunkowi granicznemu nadaje się postać:

$$N/P^{(k)} = 1, \quad \text{czyli} \quad \ln N - \ln P^{(k)} = 0. \quad (3.25)$$

Ryzyko uszkodzenia elementu w stanie zagrożenia k jest związane z dystrybuantą rozkładu normalnego:

$$R^{(k)} = 1 - \left[\frac{1}{2} + \phi(z) \right] = \frac{1}{2} - \phi(z), \quad (3.26)$$

gdzie:

$$z = \beta^{(k)} = \frac{\ln(\check{N}/\check{P}^{(k)})}{\sqrt{\sigma_N^2 + \sigma_P^{(k)2}} = \frac{\ln(\check{N}/\check{P}^{(k)})}{\sigma^{(k)}},$$

$\phi(z)$ - całka Laplace'a.

Wielkość β jest nazywana wskaźnikiem niezawodności Basofera-Linda [14c] i generalnie wiąże się z tzw. metodami probabilistycznymi drugiego poziomu [14a,c], w których stanowi - na ogół jedyną - miarę niezawodności konstrukcji.

Na podstawie (3.26) zachodzi:

$$-\frac{d \ln \bar{N}}{dR} = - \left(\frac{d\beta}{dR} \right)^{(k)} = \sqrt{2\pi} \psi^{(k)} e^{\beta^{(k)2}/2}$$

Po wykorzystaniu dodatkowo wzoru (3.23), równanie optymalizacyjne (3.24) przyjmuje postać:

$$\sum_k \frac{e^{-\beta^{(k)2}/2}}{\psi^{(k)}} = \frac{\sqrt{2\pi} n(m+k_z R)}{\pi} \quad (3.27)$$

Gdy lewa strona powyższego równania zdominowana jest przez jeden ze stanów zagrożenia (k_0) , tj. gdy:

$$\frac{e^{-\beta^{(k)2}/2}}{\psi^{(k)}} \ll \frac{e^{-\beta^{(k_0)2}/2}}{\psi^{(k_0)}} \quad \text{dla } k \neq k_0, \quad (3.28)$$

czemu z reguły odpowiada:

$$R^{(k)} \ll R^{(k_0)} \quad \text{dla } k \neq k_0, \quad (3.29)$$

optymalną wartość wskaźnika niezawodności dla tego stanu określa równanie:

$$\beta^{(k_0)} = \sqrt{2 \ln \frac{\pi}{\sqrt{2\pi} n \psi^{(k_0)} (m+k_z R^{(k_0)})}} \quad (3.30)$$

Równanie (3.30) można a priori odnosić do każdego stanu zagrożenia, a następnie sprawdzić, czy zachodzą warunki (3.28) i (3.29). Gdy tak nie jest, układ optymalnych wskaźników $\beta^{(k)}$ znajduje się z równania (3.27).

Przy uwzględnieniu korelacji czasowo-przestrzennej obciążeń w mianowniku wyrażenia pod logarytmem w równaniu (3.30) wystąpi dodatkowo pochodna $dR/dR' > 1$, w miejsce $R^{(k_0)}$ zaś ryzyko efektywne $R'^{(k_0)}$. Powoduje to z reguły niewielkie zmniejszenie optymalnej wartości wskaźnika niezawodności.

W przypadku dwóch szeregowych elementów, których obciążenia są identyczne lub proporcjonalne (przypadek (b) omawiany w p. 3.1.2), koordynacja i optymalizacja ich wskaźników niezawodności ($\beta_1^{(k)}$ i $\beta_2^{(k)}$) jest przy ścisłym podejściu zagadnieniem złożonym. Warunek optymalizacyjny przy wykorzystaniu wzoru (3.23) oraz przyjęciu $K_u^{(k)} = K_u$ dla $k=1, \dots, 5$ ma postać:

$$K_s = m(K_1 + K_2) + R'_1 K_{u1} + R'_2 K_{u2} = \min. \quad (3.31)$$

Zapisując koszty uszkodzeń jako:

$$K_{u1} = k_{s1} K_1(0) + k_{z11} K_1 + k_{z12} K_2, \quad (3.32a)$$

$$K_{u2} = k_{s2} K_2(0) + k_{z21} K_1 + k_{z22} K_2, \quad (3.32b)$$

z warunków $\partial K_s / \partial R_1 = 0$ i $\partial K_s / \partial R_2 = 0$ wynika układ równań:

$$\left. \begin{aligned} \sum_k \frac{e^{-\beta_1^{(k)2}/2}}{\psi_1^{(k)}} &= \frac{\sqrt{2\pi} n_1 (m + k_{z11} R'_1 + k_{z21} R'_2)}{\pi_1 \left(\frac{\partial R'_1}{\partial R_1} + \frac{\partial R'_2}{\partial R_1} \cdot \frac{K_{u2}}{K_{u1}} \right)} \\ \sum_k \frac{e^{-\beta_2^{(k)2}/2}}{\psi_2^{(k)}} &= \frac{\sqrt{2\pi} n_2 (m + k_{z12} R'_1 + k_{z22} R'_2)}{\pi_2 \left(\frac{\partial R'_2}{\partial R_2} + \frac{\partial R'_1}{\partial R_2} \cdot \frac{K_{u1}}{K_{u2}} \right)} \end{aligned} \right\} \quad (3.33)$$

W skoordynowanym układzie różniących się pod wieloma względami elementów (np. krotnością π , wykładnikiem n itd.) występuje dominacja jednego z elementów. Hierarchię elementów ustala się rozpatrując je w odosobnieniu, w oparciu o równanie (3.27) lub (3.30). Niech przykładowo tak wyznaczone quasi-optymalne wartości ryzyka spełniają nierówność $R_1 > R_2$. Ponieważ $\partial R'_1 / \partial R_1 > 1$, $\partial R'_2 / \partial R_1 < 0$, $\partial R'_2 / \partial R_2 < 1$ i $\partial R'_1 / \partial R_2 < 0$, optymalne wartości ryzyka wyznaczone z układu równań (3.33) są nieco większe (dotyczy to zwłaszcza ryzyka R_2).

3.2.3. Optymalizacja przy dowolnych rozkładach obciążenia i nośności

W ogólnym równaniu optymalizacyjnym (3.24) lewa strona:

$$L = - \frac{d \ln N_c}{dR} \quad (3.34)$$

zależy wyłącznie od rozkładów obciążenia i nośności i pozostaje w związku z wyrażeniem (3.1). Zwykle rozkład nośności daje się scharakteryzować za pomocą rozkładu normalnego lub logarytm-normalnego. Dla rozkładu normalnego ze wzorów (3.34) i (3.1) uzyskuje się:

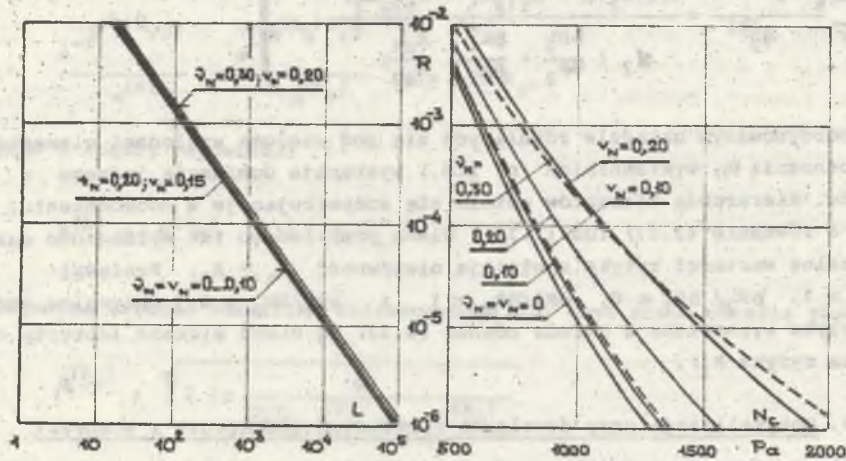
$$\frac{1}{L} = - \frac{1}{v_N} \int_{-\infty}^{\infty} f_N(t) [1 - F_P(t)] t dt, \quad \text{gdzie } t = \frac{N - \bar{N}}{G_N} \quad (3.35)$$

natomiast dla rozkładu logarytmo-normalnego:

$$\frac{1}{L} = - \frac{1}{v_N} \int_{-\infty}^{\infty} f_N(t) [1 - F_P(t)] t dt, \quad \text{gdzie } t = \frac{\ln(N/N_0)}{v_N}, \quad (3.36)$$

$f_N(t)$ zaś jest unormowaną funkcją gęstości Gaussa. Całki w wyrażeniach (3.35) i (3.36) różnią się od całki (3.1) jedynie dodatkowym składnikiem t . Wynika stąd ściśle, prawie liniowy związek między L i R (rys. 3.2). Z rys. 3.2 można wnioskować, że typ rozkładu nośności nie ma prawie żadnego wpływu na optymalizację. Optymalne ryzyko w niewielkim stopniu zależy także od rozrzutu nośności (charakter i stopień zależności określa również wzór (3.30)), m.in. w związku z dużym na ogół rozrzutem obciążenia. W tych przypadkach dopuszczalne jest uproszczenie w postaci $v_N \approx 0$ (lub $v_N \approx 0$) i wtedy:

$$\frac{1}{L} \approx N_c f_p(N_c). \quad (3.37)$$



Rys. 3.2. Funkcja L oraz ryzyko uszkodzenia R dla rozkładu Gumbela prędkości zastępczej wiatru (rys. 2.10b) oraz rozkładu normalnego i logarytmo-normalnego wytrzymałości

Fig. 3.2. Function L and risk of failure R for Gumbel's distribution of equivalent wind velocity (Fig. 2.10b) and for normal and lognormal distribution of strength

Zależność (3.37) można m.in. wykorzystać do oceny wpływu niesymetrii rozkładu obciążenia na optymalizację. Przykładowo, niech L_1 odnosi się do rozkładu normalnego obciążenia, L_2 zaś do rozkładu logarytmo-normalnego. Jeżeli przyjąć $\bar{P} = \check{P}$ i $v_p = v_P$, to stosunek L_2/L_1 dla ustalonego ryzyka, określonego przez wskaźnik niezawodności β (por. wzór (3.26) dla $z=t$), wynosi:

$$\frac{L_2}{L_1} = 1 + \beta v_p. \quad (3.38)$$

W powiązaniu z zależnością (3.24) łatwo stwierdzić, że dla rozkładu logarytmo-normalnego obciążenia optymalna jest wyższa wartość ryzyka uszkodzenia.

Rys. 3.2 ilustruje zależności (3.35)...(3.37) oraz (3.1) dla rozkładu Gumbela prędkości zastępczej wiatru (p. 2.4.2). Należy zauważyć, że w powyższym przypadku istnieje pełna możliwość zastąpienia ścisłego rozkładu obciążenia rozkładem logarytmo-normalnym w zakresie dużych obciążeń, o prawdopodobieństwie przekroczenia $10^{-4} \dots 10^{-6}$. Rozkład ten, o parametrach $\check{P} = 146,2$ Pa i $v_p = 0,456$, zapewnia bardzo dobrą dokładność obliczeń L i R .

3.3. KOORDYNACJA WYTRZYMAŁOŚCI MECHANICZNEJ ELEMENTÓW

3.3.1. Cele i metody koordynacji

W p. 3.2.2 przedstawiono m.in. wycinek zagadnienia koordynacji na przykładzie dwóch bezpośrednio współpracujących elementów. Dla linii jako złożonego układu zagadnienie znacznie się komplikuje (rys. 3.3), także ze względu na konieczność uwzględnienia obciążeń zakłóceńowych (Aneks B) oraz dwojaki charakter uszkodzeń pierwotnych:

- spowodowanych działaniem ekstremalnych obciążeń zewnętrznych (uszkodzenia I typu),
- pozostałych (uszkodzenia II typu).

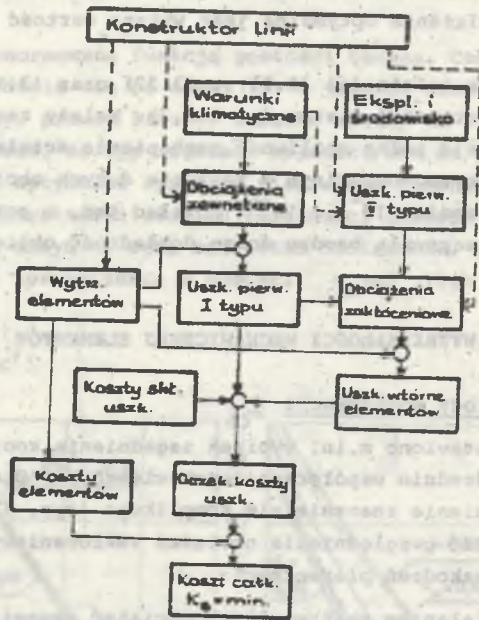
Uszkodzenia II typu występują najczęściej przy małych lub umiarkowanych obciążeniach zewnętrznych i są powodowane m.in. przez:

- drgania eolskie przewodów (uszkodzenia zmęczeniowe przewodów, osprzętu izolatorowego, izolatorów itd.),
- zwarcia łukowe na łańcuchach izolatorów lub odstępach powietrznych,
- wady materiałowe, fabrykacyjne, montażowe itp.,
- oddziaływanie różnych przypadkowych czynników (upadek drzewa, demontaż elementów słupa, powódź itp.).

W przypadku większości elementów (wyjątek stanowią głównie słupy) uszkodzenia II typu są znacznie liczniejsze.

Konstruktor linii ma w zasadzie niewielki wpływ na kształtowanie prawdopodobieństw uszkodzeń II typu, z wyjątkiem uszkodzeń zmęczeniowych (wpływ poprzez ochronę przeciwdrganiami czynną i bierną [73]) oraz uszkodzeń wskutek zwarć łukowych (wpływ poprzez dobór izolacji i osprzętu ochronnego oraz wymiarowanie odstępów powietrznych - por. rozdz. 4). Zadanie konstruktora polega głównie na:

- optymalizacji ryzyka uszkodzenia pierwotnego I typu wszystkich elementów
- przyjęciu rozwiązań konstrukcyjnych lub zasad wymiarowania ograniczających zakres uszkodzeń wtórnych,
- optymalizacji (lub ograniczeniu) prawdopodobieństwa uszkodzeń wtórnych wybranych elementów.



Rys. 3.3. Czynniki determinujące koordynację wytrzymałości mechanicznej elementów linii

Fig. 3.3. Factors determining the co-ordination of mechanical strength of line components

Problem ten musi być rozpatrywany całościowo, funkcja celu zaś może m.in. mieć postać:

$$K_s = \sum_i m_i M_i K_i + \sum_{i,k} M_i \lambda_i^{(k)} K'_{u,i} + M_{sm} \left[\sum_k \lambda_p^{(k)} P_p^{(k)} \Delta K_{u,p} + \sum_k \lambda_s^{(k)} P_s^{(k)} \Delta K_{u,s} \right] = \min \quad (3.39)$$

gdzie:

- i - wskaźnik rodzaju elementu,
- k - wskaźnik stanu zagrożenia, określający zarówno uszkodzenia I typu ($k=1, \dots, 5$), jak i II typu ($k > 5$),
- M_i - przeciętna liczba elementów scalonych danego rodzaju na jednostkę długości linii (M_{sm} - przeciętna liczba słupów mocnych),

- K'_u - częściowy koszt uszkodzenia obejmujący:
 - dla słupów odporowych i odporowo-naroznych (słupów mocnych) koszty związane z uszkodzeniami w obrębie dwóch przyległych sekcji odciągowych,
 - dla pozostałych elementów koszty związane z uszkodzeniami w obrębie sekcji odciągowej,
- λ_p, λ_s - przeciętna roczna intensywność występowania obciążeń zakłóceniami słupów mocnych wskutek odpowiednio zerwania przewodu fazowego lub złamania sąsiedniego słupa,
- P_p, P_s - odpowiednie prawdopodobieństwa uszkodzeń wtórnych słupów mocnych,
- $\Delta K_{u,p}, \Delta K_{u,s}$ - odpowiednie dodatkowe koszty związane z uszkodzeniami wtórnymi słupów mocnych.

Różnorodność postaci funkcji celu wynika z dużej liczby typów obciążeń zakłóceniami (Aneks B). W zależności od zakresu wymiarowania linii na te obciążenia modyfikacji musi ulec końcowa część wyrażenia (3.39). Podana postać dostosowana jest do aktualnie obowiązującej w Polsce normy [134], zgodnie z którą jedynie słupy mocne są wymiarowane na jednostronny naciąg przewodów (pojedynczej fazy i przewodu odgromowego oraz wszystkich przewodów)¹⁾. Wymagania dotyczące wytrzymałości słupów mocnych ze względu na montaż przewodów²⁾ oraz ze względu na zagrożenie dla otoczenia w czasie awarii kaskadowych³⁾ mogą nakładać istotne ograniczenia na funkcję celu (3.39). W zagadnieniu koordynacji ważną rolę odgrywają także stosunkowo proste środki i sposoby ograniczające zakres uszkodzeń wtórnych, takie jak wysięgniki o kontrolowanej wytrzymałości wzdłużnej, uchwyty przelotowe wysięgowe oraz koordynacja wytrzymałości pionowej wysięgników i łańcuchów przelotowych (p. 3.3.3). Dopiero w następnej kolejności w rachubę wchodzi wymiarowanie wybranych elementów na obciążenia zakłóceniami.

Funkcji celu (3.39) odpowiada układ warunków:

$$\partial K_s / \partial R_i = 0, \quad (3.40a)$$

$$\partial K_s / \partial N_{c,p} = 0, \quad \partial K_s / \partial N_{c,s} = 0, \quad (3.40b)$$

¹⁾ Także rzadko stosowane słupy przelotowo-skrzyżowaniowe są wymiarowane na jednostronny naciąg pojedynczej fazy i przewodu odgromowego. Na marginesie warto zauważyć, że norma [134] traktuje jednostronny naciąg wszystkich przewodów jako obciążenie normalne (Martini interpretuje je jako obciążenie spowodowane niesymetrycznym oblodzeniem [80]), podobnie jak m.in. norma czechosłowacka [122], natomiast przepisy radzieckie jako obciążenie montażowe [135].

²⁾ W normie [134] obciążenia montażowe, jako zależne od technologii montażu, nie są szczegółowo określone.

³⁾ Sprawa ta znajduje w normie [134] jedynie pośredni wyraz, poprzez określenie zasad stosowania słupów mocnych.

gdzie $N_{C,p}$ i $N_{C,s}$ są wartościami charakterystycznymi (centralnymi) wytrzymałości słupa mocnego odpowiednio dla jednostronnego naciągu pojedynczej fazy (lub przewodu odgromowego) i wszystkich przewodów. Jakkolwiek ściśle rozwiązanie układu równań (3.40) jest możliwe, w praktyce z uwagi na szacunkową jedynie znajomość szeregu istotnych czynników (np. kosztów uszkodzeń) można ograniczyć się do oddzielnego rozwiązania równań (3.40a) i (3.40b). Takie postępowanie ma uzasadnienie także z innych względów, określonych poniżej.

Jak wskazano w Aneksie B, uszkodzenia I typu w stanie $k=2$ charakteryzują się wyjątkowo dużym obciążeniem zakłóceniovym (naciągiem przewodów). Dla pozostałych uszkodzeń I typu obciążenia zakłóceniovie są również duże, w stanach zaś $k=1$ i 3 towarzyszy im ekstremalnie duże obciążenie wiatrowe. W tej sytuacji można założyć, że dla uszkodzeń I typu sedno problemu koordynacji leży w optymalizacji ryzyka uszkodzenia pierwotnego elementów, tzn. każdy z elementów prawie w całości jest sam odpowiedzialny za skutki uszkodzeń, ponieważ rozprzestrzenianie się awarii pozostaje praktycznie poza kontrolą. Natomiast optymalizacja prawdopodobieństw P_p i P_s ma przede wszystkim związek z uszkodzeniami II typu, charakteryzującymi się stosunkowo niedużymi obciążeniami zakłóceniovymi. W tym przypadku słupy mocne mogą w istotny sposób ograniczyć zakres uszkodzeń wtórnych.

3.3.2. Koordynacja wytrzymałości przewodów roboczych i łańcuchów odciągowych

Przewody robocze stanowią element nietypowy z dwóch powodów. Po pierwsze dlatego, że zmiana ryzyka uszkodzenia pierwotnego I typu przewodu może nastąpić wyłącznie przez zmianę naciągu, tj. przez zmianę naprężenia obliczeniowego lub stopnia obciążenia mechanicznego przewodu w stanie obliczeniowym (por. p. 2.3). Drugi powód polega na tym, że zmiana ryzyka uszkodzenia odbywa się bez zmiany kosztu samych przewodów, natomiast zmianie ulegają koszty innych elementów linii. Z tego względu w miejsce funkcji (3.18) dla przewodów należy przyjąć:

$$K_s = m \left[K_{sm} + K_{fm} + 2M_f K_{io} + M_{p/m} (K_{sp} + K_{fp} + K_t) \right] + M_f (M_{p/m} + 1) \sum_k \lambda_{pr}^{(k)} K_{u,pr}^{(k)}, \quad (3.41)$$

gdzie:

- K_{sm}, K_{fm}, K_{io} - odpowiednio koszt przeciętnego słupa mocnego, jego fundamentu oraz łańcucha odciągowego (Aneks C),
- K_{sp}, K_{fp}, K_t - odpowiednio koszt przeciętnego słupa przelotowego, jego fundamentu oraz tłumików drgań,
- $K_{u,pr}$ - przeciętny koszt uszkodzenia (zerwania) przewodu roboczego,
- λ_{pr} - intensywność uszkodzeń przewodów roboczych,
- M_f - liczba przewodów fazowych w linii,
- $M_{p/m}$ - przeciętna liczba słupów przelotowych przypadających na jeden słup mocny.

Funkcja (3.41) pozwala określić optymalne naprężenie obliczeniowe przewodów, któremu odpowiada optymalne ryzyko uszkodzenia. Analizę należy wykonywać przy stałym ryzyku uszkodzenia pozostałych elementów oraz stałym ryzyku uszkodzenia zmęczeniowego przewodów, skąd wynika zależność kosztu elementów linii od naprężenia obliczeniowego przewodów. W innych pracach w analizie optymalnego naprężenia obliczeniowego przewodów na ogół pomija się koszty uszkodzeń przewodów [76].

Z powodów podanych w p. 3.3.3 funkcje (3.41) dobrze jest przekształcić, przyjmując za podstawę odpowiednie wielkości dla słupa przelotowego, a mianowicie $K_{sp(0)} \equiv K_{(0)}$, $\mathcal{K}_{sp(0)}^{(1)} \equiv \mathcal{K}_{(0)}^{(1)}$ oraz $K_{u,sp(0)}^{(1)} \equiv K_{u(0)}^{(1)}$. Indeks (0) określa, że dana wielkość odnosi się do elementu (w tym przypadku słupa przelotowego) typowego, ujętego w katalogu linii [120]. Wyrażając koszt uszkodzenia przewodu jako:

$$K_{u,pr}^{(k)} = \mu_{pr}^{(k)} K_{u(0)} = \mu_{pr}^{(k)} \mathcal{K}_{(0)}^{(k)} K_{(0)}, \quad (3.42)$$

gdzie μ jest współczynnikiem rozległości awarii (p. 3.3.3), w miejsce (3.41) otrzymuje się:

$$\frac{K_s}{K_{(0)}} = K_1 + K_2 + K_3, \quad (3.43)$$

przy czym:

$$K_1 = \frac{m}{K_{(0)}} (K_{sm} + K_{fm} + 2M_f K_{io}); \quad K_2 = \frac{mM_{p/m}}{K_{(0)}} (K_{sp} + K_{fp} + K_t);$$

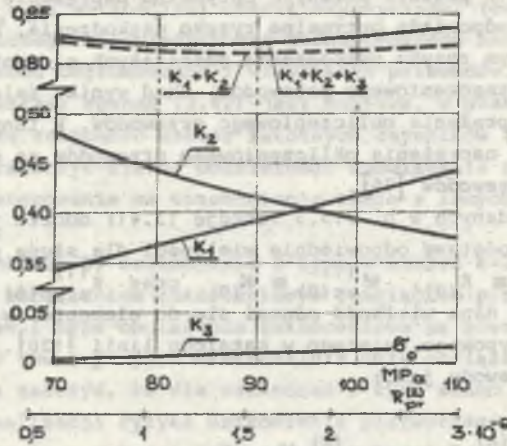
$$K_3 = M_f (M_{p/m} + 1) \mathcal{K}_{(0)} \sum_k \lambda_{pr}^{(k)} \mu_{pr}^{(k)}.$$

Rys. 3.4 przedstawia wyniki analizy kosztów dla jednej z linii wg wzorów (3.42) i (3.43). Wynika z niej, że o wyborze optymalnego naprężenia decydują zmienne koszty elementów linii, a koszty zawodności w zakresie naprężeń zbliżonych do naprężenia optymalnego są do pominięcia. Optymalne ryzyko uszkodzenia przewodów stanowi więc uboczny efekt minimalizacji samych kosztów budowy linii.

Optymalizację ryzyka uszkodzenia łańcucha odciągowego przy ścisłym podejściu należy prowadzić w oparciu o funkcję:

$$\frac{K_s}{K_{(0)}} = m \frac{K_{io}}{K_{(0)}} + \mathcal{K}_{(0)} \sum_k \left[\lambda_{io}^{(k)} \mu_{io}^{(k)} + (\lambda_{pr}^{(k)} + \frac{M_{p/m} - 1}{2} \lambda_{pr}^{(k)}) \mu_{pr}^{(k)} \right],$$

w której intensywności $\lambda_{io}^{(k)}$ i $\lambda_{pr}^{(k)}$ wiążą się poprzez relacje (3.2) z ryzykami $R_{io}^{(k)}$ i $R_{pr}^{(k)}$ określonymi przez wzory (3.14a) i (3.14b). Przy pomi-



Rys. 3.4. Analiza optymalnego naprężenia obliczeniowego przewodów roboczych linii 2-torowej 400 kV typu Z52 przy $M_{p/m} = 3$, $M_f = 6$, $m = 0,101$, $\alpha_{(0)} = 250$, $\mu_{pr}^{(2)} = 1,0$

Fig. 3.4. Economic optimization of design tensile stress of phase conductors for the Z52-type double circuit 400-kV-line at $M_{p/m} = 3$, $M_f = 6$, $m = 0.101$, $\alpha_{(0)} = 250$, $\mu_{pr}^{(2)} = 1.0$

nieciu ryzyka uszkodzenia przewodu z różniczkowania funkcji (3.44) wynika równanie określające optymalny wskaźnik niezawodności dla dominującego stanu zagrożenia (k_0):

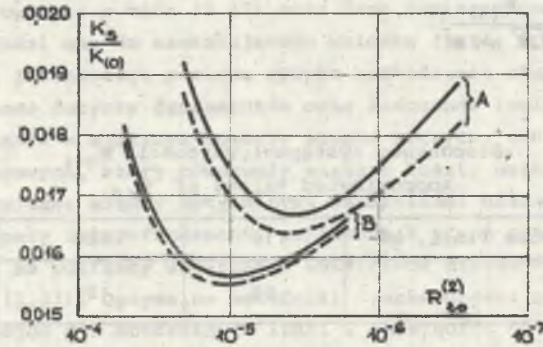
$$\beta_{i0}^{(k_0)} = \sqrt{2 \ln \frac{\alpha_{(0)}^{(k_0)} K_{(0)} \cdot K_{i0(0)}}{\sqrt{2\pi} n_{i0} \alpha_{i0}^{(k_0)} m_{i0}}} \quad (3.45)$$

Z rys. 3.5 wynika, że przewód nie ma prawie żadnego wpływu na optymalizację ryzyka uszkodzenia łańcucha odciągowego, jeżeli $R_{i0} > R_{pr}$ (stwierdzenie to dotyczy każdej pary elementów). Uzyskany rezultat ma duże znaczenie praktyczne, gdyż oznacza, że wytrzymałość łańcucha odciągowego nie musi być skoordynowana z wytrzymałością przewodu (jeżeli $R_{i0} > R_{pr}$).

Do odmiennych wniosków dochodzi się, rozpatrując koordynację elementów składowych łańcucha izolatorów, różniących się znacznie kosztem, lecz powodujących praktycznie takie same skutki uszkodzeń. Stosunek kosztów (cen) niektórych elementów łańcucha dochodzi do 100, np. dla importowanego izolatora długopniowego i łącznika dwugłówkowego. Nasuwa się pytanie, o ile powinna być wyższa niezawodność elementu tańszego. Zagadnienie to rozpatrzono na przykładzie powyższych dwóch elementów łańcucha odciągowego linii 400 kV przyjmując w obliczeniach:

$$k_0 = 2, \alpha_{(0)} = 250, \mu_{i0}^{(2)} = 1,0, m_{i0} = 0,117, n_{i0} = 0,75, \\ \mu_{pr,i0}^{(2)} = 0,400, \mu_{N,i0} = 0,05, K_{i0(0)}/K_{i0} \approx 1.$$

Dla izolatora jako elementu wydzielonego optymalny wskaźnik niezawodności obliczony ze wzoru (3.45), przy założeniu $K_{(0)}/K_{i0(0)} = 50$ (Aneks C), wynosi $\beta_1 = 4,87$, natomiast dla wydzielonego łącznika, przy założeniu $K_{(0)}/K_{i0(0)} = 5000$, $\beta_2 = 5,74$. Rozpatrując układ szeregowy izolator-łącznik, należy odwołać się do układu równań (3.33), podstawiając zgodnie z przyjętymi założeniami $K_{u2}/K_{u1} = 1$, $k_2 = 0$, $\alpha_1 = 1,25 \cdot 10^4$ i $\alpha_2 = 1,25 \cdot 10^6$. W efekcie otrzymuje się ściśle optymalne wartości $\beta_1 = 4,84$ i $\beta_2 = 4,94$. Wynika stąd wniosek, że elementy różnego typu wchodzące w skład elementu scalonego powinny posiadać zbliżoną niezawodność, nawet w przypadku znacznego zróżnicowania ich kosztów.



Rys. 3.5. Analiza optymalnego ryzyka uszkodzenia łańcucha odciągowego linii 400 kV (A) i 220 kV (B) przy $M_{p/m} = 3$, $m = 0,117$, $\alpha_{(0)} = 250$ (A) i 100 (B), $\mu_{i0}^{(2)} = \mu_{pr}^{(2)} = 1,0$
 $R_{pr}^{(2)} = 1,57 \cdot 10^{-6}$; - - - - $R_{pr}^{(2)} = 0$

Fig. 3.5. Economic optimization of risk of failure of tension insulator string for 400-kV-line (A) and 220-kV-line (B) at $M_{p/m} = 3$, $m = 0.117$, $\alpha_{(0)} = 250$ (A) and 100 (B), $\mu_{i0}^{(2)} = \mu_{pr}^{(2)} = 1.0$
 $R_{pr}^{(2)} = 1.57 \cdot 10^{-6}$; - - - - $R_{pr}^{(2)} = 0$

3.3.3. Koordynacja wytrzymałości słupów i fundamentów

Uszkodzenia słupów przelotowych wywołane wiatrem należą do stosunkowo dobrze poznanych pod względem kosztów. W tabl. 3.2 przedstawiono szacunkowe (wstępne) wartości $\alpha_{(0)}$, zróżnicowane w zależności od napięcia znamionowego linii [117, 118]. Znajomość podziału kosztów uszkodzeń na stałe i zmienne, zgodnie ze wzorem (3.21), nie jest niezbędne. Przekonują o tym przykła-

dowe obliczenia wykonane dla słupów przelotowych linii 220 kV, których ryzyko uszkodzenia przy aktualnych zasadach wymiarowania [134] $R_{(0)} \approx 2 \cdot 10^{-5}$ [117] ($\beta_{(0)} = 4,11$). Rozpatrzono trzy przypadki:

a) $k_z = 0$, $k_s = 100$; b) $k_z = 100$, $k_s = 0$ oraz c) $k_z = k_s = 50$.

Poza tym przyjęto:

$$k_0 = 1, m_{sp} = 0,101, n_{sp} = 0,751, \nu_{P,sp}^{(1)} = 0,456, \nu_{N,sp} = 0,075.$$

Optymalne wartości wskaźnika niezawodności wyznaczone z równania (3.30) wynoszą: a) $\beta = 3,78$; b) $\beta = 3,72$ oraz c) $\beta = 3,75$. Stwierdzone różnice są bardzo małe, i to w przypadku znacznego odchylenia aktualnej wartości wskaźnika niezawodności od powyższych optymalnych wartości. Analiza wzoru (3.30) upoważnia w związku z tym do przyjęcia następującego uproszczenia:

$$\beta \approx \sqrt{2 \ln \frac{\mathcal{R}_{(0)}}{\sqrt{2\pi} n \nu m}} \quad (3.46)$$

Szacunkowe (wstępne) wartości $\mathcal{R}_{(0)}$
Approximated values of $\mathcal{R}_{(0)}$

Napięcie znamionowe linii, kV	110	220	400
$\mathcal{R}_{(0)}$	50	100	250

Tablica 3.2

Szacunkowe (wstępne) wartości $\mu_1^{(k)}$ dla linii 100-400 kV
Approximated values of $\mu_1^{(k)}$ for 110-400-kV-lines

Element linii	k	$\mu_1^{(k)}$
Słup odporowo-naróżny	2	2
Fundament słupa przelotowego	1	1,5
Fundament słupa odporowo-naróżnego	2	3
Łańcuch odciągowy	2	1
Łańcuch przelotowy	2	0,8
Poprzecznik słupa przelotowego	2	0,2

Koszty uszkodzeń dla głównych elementów linii w decydującej mierze zależą od przeciętnej liczby uszkodzonych słupów, a więc od rodzaju elementu

inicjującego awarię oraz od stanu zagrożenia. Koszty te wygodnie jest wyrazić jako wielokrotność kosztów dla uszkodzeń wiatrowych słupów przelotowych. Opierając się na analizie obciążeń zakłóceń (Aneks B), a zwłaszcza na ocenie prawdopodobieństwa wystąpienia awarii kaskadowych słupów, w tabl. 3.3 podano szacunkowe (wstępne) wartości współczynnika rozległości awarii. Należy podkreślić, że wartości $\mu_1^{(k)}$ oraz $\mathcal{R}_{(0)}$ w tabl. 3.2 i 3.3 mają charakter orientacyjny i wymagają dalszej weryfikacji w oparciu o wieloletnie statystyki awaryjności. Wzór (3.46) uogólniony na wszystkie elementy przyjmuje postać:

$$\beta_1^{(k)} \approx \sqrt{2 \ln \frac{\mathcal{R}_{(0)} \mu_1^{(k)} \frac{K_{(0)}}{K_1^{(0)}}}{\sqrt{2\pi} n_1 \nu_1^{(k)} m_1}} \quad (3.47)$$

Analizę optymalnych wskaźników niezawodności podstawowych elementów linii wykonano w oparciu o wzór (3.47) oraz dane zamieszczone w rozdz. 2 i Aneksie C. Prowadzi ona do zaskakującego wniosku (tabl. 3.4), polegającego na postulowaniu jednakowego poziomu ryzyka uszkodzenia słupów przelotowych i mocnych; to samo dotyczy fundamentów oraz łańcuchów izolatorów. Wniosek ten ma uzasadnienie w większym koszcie słupów mocnych, ich fundamentów i łańcuchów odciągowych, który równoważy większe koszty uszkodzeń. W związku z niedużymi różnicami między optymalnymi wskaźnikami niezawodności elementów tworzących pary (słup-fundament, poprzecznik słupa przelotowego-łańcuch przelotowy) nie ma potrzeby uściślenia wskaźników niezawodności w oparciu o układ równań (3.33). Optymalne wskaźniki niezawodności mogą natomiast ulegać modyfikacjom dla konkretnych linii w zależności od ich indywidualnych cech, takich jak m.in. zależność kosztów elementów od nośności oraz poziom kosztów uszkodzeń.

Tablica 3.4

Optymalne wskaźniki niezawodności oraz odpowiadające im poziomy ryzyka uszkodzenia (dla wartości $\mathcal{R}_{(0)}$ i $\mu_1^{(k)}$ wg tabl. 3.2 i 3.3)
Optimum values of safety index and corresponding values of risk of failure (for values of $\mathcal{R}_{(0)}$ and $\mu_1^{(k)}$ according to Table 3.2 and 3.3)

Element linii	U_n [kV]		
	110	220	400
Słup przelotowy kratowy	β 3,7	3,9	4,1
Słup odp.-nar. kratowy	R $1 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$
Fundament słupa przelotowego	β 3,9	4,1	4,3
Fundament słupa odp.-nar. Poprzeczn. słupa przel.	R $5 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-6}$
Łańcuch przelotowy	β 4,1	4,3	4,5
Łańcuch odciągowy	R $2 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-6}$	$3 \cdot 10^{-6}$

Wynikająca z tabl. 3.4 sekwencja (w sensie probabilistycznym) uszkodzeń I typu głównych elementów różni się nieco od sekwencji zalecanej w innych źródłach. W projekcie zaleceń IEC [126] oraz publikacji [55] preferuje się sekwencję: słup przelotowy, fundament słupa przelotowego, słup mocny, fundament słupa mocnego, przewód i łańcuch odciągowy, natomiast w referacie [112] sekwencję: słup przelotowy, słup mocny, osprzęt, przewód i fundamenty.

Różnicowanie poziomu ryzyka uszkodzenia w zależności od napięcia znamionowego linii (tabl. 3.4) odpowiada zróżnicowaniu zalecanemu w innych źródłach [55, 124, 126, 127] dla kategorii linii (z reguły trzech). Należy podkreślić, że zmiana wskaźnika niezawodności o 0,2 powoduje dość znaczną zmianę kosztu elementu, a mianowicie do 6...8% w przypadku słupów, fundamentów i łańcuchów odciągowych oraz do 12% w przypadku łańcuchów przelotowych. Bezpośrednie porównanie poziomu ryzyka uszkodzenia wg tabl. 3.4 z innymi źródłami nie jest możliwe. Jak podkreślono w p. 3.1.2, na forum IEC lansowana jest obecnie metoda oparta na rocznym ryzyku uszkodzenia linii, zawartym w granicach $10^{-2} \dots 10^{-3}$. W pracach [44, 62] zaleca się przyjmować dla słupów przelotowych (łącznie z fundamentami) $\beta=2$ oraz dla słupów narożnych $\beta=3$, przy czym wskaźnik ten jest odnoszony do obciążeń maksymalnych 50-letnich. Po przeliczeniu na obciążenie maksymalne roczne za pomocą wzoru (3.7) otrzymuje się dla słupów przelotowych $\beta=3,2$ oraz dla narożnych $\beta=4,0$. Warto także podać, że w budownictwie zalecane są [93] następujące wskaźniki niezawodności odniesione do obciążeń maksymalnych 50-letnich: budowle tymczasowe - 2,5, zwykłe - 3,0, monumentalne - 4,5.

Zagadnienie optymalizacji prawdopodobieństwa P_g (p. 3.3.1) rozpatrzył autor w artykule [116], stwierdzając możliwość pewnego obniżenia współczynnika bezpieczeństwa słupów mocnych w stosunku do aktualnej wartości. Propozycja ta wymaga dalszych studiów z punktu widzenia obciążeń montażowych oraz zagrożenia dla otoczenia. Należy odnotować, że IEC zaleca [126] podejście deterministyczne przy ustalaniu zasad wymiarowania dla obciążeń zakłócenio-
wych.

3.4. WYMIAROWANIE ELEMENTÓW LINII

Probabilistyczne metody wymiarowania konstrukcji budowlanych dzieli się na trzy poziomy, rozróżniane numerami 1, 2 i 3 (poziom 0 określa metody deterministyczne) [14]. Do poziomu 1 zalicza się półprobabilistyczne formacje stanów granicznych (SG), w tym metodę ISO/TC98 [129] wprowadzoną do normy PN-76/R-03001 [131]. Metody drugiego poziomu, nie wymagające pełnej znajomości rozkładów zmiennych losowych wchodzących do warunku granicznego (a jedynie dwóch pierwszych momentów - wartości oczekiwanej i odchylenia standardowego), wykorzystują jako miarę wskaźnik niezawodności zdefiniowany następująco:

$$\beta = \frac{Z}{\sigma_z} \tag{3.42}$$

gdzie $Z = g(X_1, \dots, X_n)$ (np. $Z = N - P$) jest losowym kryterium niezawodności. Metody trzeciego poziomu wymagają znajomości rozkładów wszystkich zmiennych wchodzących do funkcji $g(\cdot)$, miarą niezawodności zaś jest ryzyko uszkodzenia.

W prostych przypadkach wymiarowania, gdy wzory wytrzymałościowe po zlogarytmowaniu udaje się sprowadzić do sumy algebraicznej zmiennych losowych niezależnych o rozkładzie normalnym (p. 3.2.2 i rozdz. 2), wskaźnik niezawodności określa wzór (3.26). Występuje wtedy tożsamość metod drugiego i trzeciego poziomu, a wskaźnik niezawodności i ryzyko uszkodzenia są związane prostą zależnością funkcyjną. Sytuacja taka zachodzi głównie w przypadku wymiarowania elementów linii dla pojedynczych (jednoźródłowych) obciążeń oraz w przybliżeniu w przypadku wymiarowania dla obciążeń wieloźródłowych ze zdecydowaną przewagą jednego z obciążeń (np. parcia wiatru lub naciągu). W pozostałych przypadkach w celu uzyskania jednoznacznego związku między wskaźnikiem niezawodności i ryzykiem uszkodzenia zachodzi potrzeba stosowania w wymiarowaniu współczynników redukcyjnych obciążeń (nazywanych także współczynnikami jednoczesności obciążeń szczytowych). Zagadnienie to przedstawiono w końcowej części p. 3.4.

Według zgodnych opinii [14a,c] metody drugiego i trzeciego poziomu służyć mogą obecnie przede wszystkim do kalibrowania formacji pierwszego poziomu, czyli szczegółowego ustalenia występujących w nich współczynników. Z punktu widzenia celu pracy interesujące jest zwłaszcza ustalenie współczynników obciążenia w metodzie SG. Warunek graniczny nośności dla wymiarowania elementów metodą SG w prostych przypadkach wytrzymałościowych ma postać:

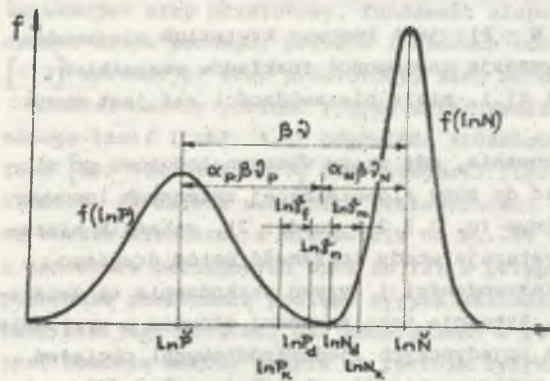
$$\gamma_n \gamma_f P_k \leq AR_k / \gamma_m \tag{3.49}$$

w którym:

- $\gamma_f, \gamma_m, \gamma_n$ - częściowe współczynniki bezpieczeństwa, a mianowicie odpowiednio współczynnik obciążenia, materiałowy i konsekwencji zniszczenia,
- P_k, R_k - odpowiednio charakterystyczna wartość obciążenia i wytrzymałości,
- A - charakterystyka geometryczna przekroju, właściwa dla przypadku wytrzymałościowego ($AR_k = N_k$ - nośność charakterystyczna).

Norma [131] definiuje wartości charakterystyczne wytrzymałości jako kwantyl dolny na poziomie prawdopodobieństwa 0,05, natomiast wartości charakterystyczne obciążeń zmiennych jako kwantyl o oczekiwanym okresie powrotu co najmniej równym zakładanemu czasowi eksploatacji konstrukcji (czas eksploa-

tacji na ogół przyjmuje się 50 lat). Jak podkreślono w pracy [14b], na forum międzynarodowym jako obciążenie charakterystyczne definiuje się kwantyl górny obciążeń maksymalnych 50-letnich na poziomie prawdopodobieństwa 0,95.



Rys. 3.6. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa przy logarytmo-normalnych rozkładach obciążenia i nośności

Fig. 3.6. Partial safety factors at log-normal distributions of load and strength

Rysunek 3.6 przedstawia interpretację graficzną warunku (3.49) oraz wyrażenia (3.26), przy czym P_d oraz N_d oznaczają obliczeniowe wartości obciążenia i nośności. Na rys. 3.6 przyjęto $\gamma_n > 1$, jakkolwiek może również zachodzić $\gamma_n \leq 1$. Proces określania częściowych współczynników bezpieczeństwa zawiera pewien element dowolności. Rozpatrując wariant z dwoma jedynie częściowymi współczynnikami bezpieczeństwa, można m.in. przyjąć (rys. 3.6):

$$\alpha_p = \frac{\sigma_p}{\mu_p}, \quad \alpha_n = \frac{\sigma_n}{\mu_n} \quad (3.50)$$

co uzależnia jednak oba częściowe współczynniki bezpieczeństwa od obu rozkładów (obciążenia i nośności). Z tego względu często zapisuje się:

$$\gamma = \alpha(\gamma_p + \gamma_n) \quad (3.51)$$

oraz przyjmuje $\alpha = \text{const}$, przykładowo $\alpha = 0,75$ w prostych przypadkach wymiarowania [21, 72] lub $\alpha = 0,55$ w złożonych przypadkach [62, 93]. Przytoczone prace zawierają szczegółowe omówienie zasygnalizowanych tutaj jedynie metod.

Propozycja autora dotycząca wyznaczenia γ_f dla elementów linii, polegająca na wykorzystaniu wyników badań wytrzymałości elementów (słupów, izolatorów, osprzętu itd.), akceptuje pozostałe obowiązujące ustalenia w zakresie metody SG. Zmierzają one do kalibracji metody SG w oparciu o metodę probabilistyczną przedstawioną w pracy, jak również do zapewnienia zgodności między obliczeniowym i występującym w eksploatacji ryzykiem uszkodzenia. Zakłada się, że z badań znany jest częściowy współczynnik bezpieczeństwa γ_b zdefiniowany jako:

$$\gamma_b = \frac{N}{P_d} \quad (3.52)$$

w związku z czym współczynnik γ_f powinien wynosić (rys. 3.6):

$$\gamma_f = \frac{N}{\gamma_b P_k} = \frac{1}{\gamma_b} \cdot \frac{N}{P_k} e^{\beta \gamma} \quad (3.53)$$

Stosunek N/P_k wymaga indywidualnego ustalenia dla każdego rodzaju obciążenia. Przykładowo dla ciężaru oblodzenia (G_o) stosunek ten określa wzór:

$$\frac{N}{P_k} = \frac{g_o}{g_{on}} \cdot \frac{a_{cmax}}{\gamma_c}$$

w którym g_{on} jest normatywnym ciężarem jednostkowym oblodzenia, a_{cmax} - maksymalnym (obliczeniowym) pręśm ciężarowym. Przyjmując dla linii np. 400 kV z przewodami APL-8 525 $a_{cmax} = 1,3 a_n$, $\gamma_c = 0,9 a_n$ oraz zgodnie z normą PN-75/E-05100 $g_{on} = 11,4 \text{ N/m}$, otrzymuje się $N/P_k = 0,146$. W tabl. 3.5 zestawiono wartości γ_f dla głównych obciążeń elementów linii 400 kV, przy przyjęciu wartości wskaźnika niezawodności wg tabl. 3.4. W obliczeniach założono $\gamma_b = 1,3$ dla słupów i fundamentów oraz $\gamma_b = 1,25$ dla łańcuchów izolatorów.

Tablica 3.5

Wybrane współczynniki obciążenia w metodzie SG dla elementów linii 400 kV

Selected partial safety load factor (in the limit states method according to PN-76/B-03001 [131]) for components of 400-kV-line

Rodzaj obciążenia	Element linii	γ_f
W _P	Słup przelotowy kratowy	1,3
	Fundament słupa przelotowego	1,7
W _S	Słup przelotowy kratowy	1,4
	Fundament słupa przelotowego	1,8
N _w	Słup odporowo-narożny ON150	1,4 ¹⁾
	Fundament słupa odporowo-narożnego ON150	1,8 ¹⁾
G _O	Poprzecznik słupa przelotowego	3,1 ¹⁾
	Łańcuch przelotowy	3,8 ¹⁾
G _P	Poprzecznik słupa przelotowego	1,0
	Łańcuch przelotowy	1,1
N	Łańcuch odciągowy	1,8 ¹⁾

¹⁾ Na poziomie $z = 10 \text{ m}$.

Osobnego rozpatrzenia wymaga wymiarowanie metodą SG dla obciążeń wieloźródłowych, złożonych w najprostszym przypadku z pary obciążeń P_1 i P_2 .

Zakłada się przy tym, że zmienne P_i i P_j posiadają rozkłady logarytmo-normalne oraz że nie są one związane zależnością liniową typu $P_j = bP_i$, gdzie b jest stałą (tego typu zależność można przyjąć jedynie dla ciężaru obciążenia różnych przewodów, naciągu różnych przewodów oraz parcia wiatru na różne przewody linii). W omawianym przypadku zmienna $P_{ij} = P_i + P_j$ nie posiada rozkładu logarytmo-normalnego, w wymiarowaniu zaś metodą SG należy uwzględnić odpowiedni współczynnik redukcyjny obciążeń ξ_{ij} . Obliczeniową wartość obciążenia P_{ij} wyraża się jako:

$$P_{d,ij} = \xi_{ij}(P_{d,i} + P_{d,j}) = \xi_{ij}(\sigma_{f,i}P_{k,i} + \sigma_{f,j}P_{k,j}) \quad (3.54)$$

Współczynnik redukcyjny zależy głównie od stopnia korelacji zmiennych P_i i P_j (p. 2.4.1) oraz od współczynników udziału p_i i p_j zdefiniowanych:

$$p_i = \frac{P_{d,i}}{P_{d,i} + P_{d,j}}, \quad p_j = 1 - p_i \quad (3.55)$$

W celu określenia ξ_{ij} można m.in. wykorzystać modelowanie statystyczne, któremu przy ścisłym podejściu podlega zmienna P_{ij} oraz zmienna N , przy czym eksperyment należy powtórzyć dla kilku wartości N (pozostałe parametry stałe). Pozwala to określić taką wartość N^* , dla której jest spełniony warunek:

$$P(P_{ij} > N) = \frac{1}{2} - \Phi(z = \beta), \quad (3.56)$$

przy czym wartość β jest identyczna z tą, która przyjęto przy określaniu $\sigma_{f,i}$ i $\sigma_{f,j}$ wg wzoru (3.53). Współczynnik ξ_{ij} określa się ze wzoru:

$$\xi_{ij} = \frac{N^*}{\sigma_b(P_{d,i} + P_{d,j})} \quad (3.57)$$

Przy podejściu przybliżonym, lecz wystarczająco dokładnym, modelowaniu podlega jedynie zmienna P_{ij} , skąd znajduje się wartość P_{ij}^* spełniająca warunek:

$$P(P_{ij} > P_{ij}^*) = \frac{1}{2} - \Phi(z = \beta), \quad (3.58)$$

a następnie:

$$\xi_{ij} \approx \frac{P_{ij}^*}{\check{p}_i e^{\beta \sigma_{f,i}^2} + \check{p}_j e^{\beta \sigma_{f,j}^2}} \quad (3.59)$$

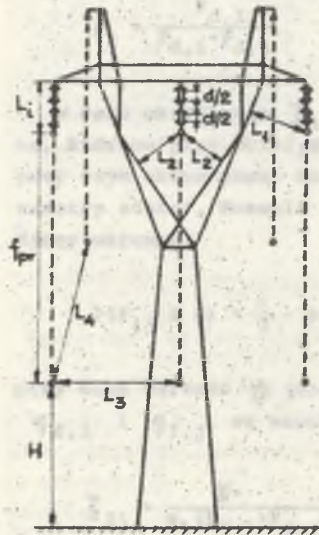
Powyżej milcząco założono, że zmienne P_i , P_j i N podlegają rozkładowi logarytmo-normalnemu, jakkolwiek proponowany sposób wyznaczenia ξ_{ij} ma charakter ogólny. Można go także przystosować do bardziej złożonych obciążeń wielozródłowych.



4. WYMIAROWANIE I KOORDYNACJA WYTRZYMAŁOŚCI ELEKTRYCZNEJ ZMIENNYCH ODSTĘPÓW POWIETRZNYCH

4.1. ZAKRES ANALIZY

Losowy charakter zmiennych odstępów powietrznych w linii (odstępu przewodu do konstrukcji, między przewodami oraz przewodu do ziemi - rys. 4.1) wynika z oddziaływania czynników zewnętrznych (wiatru, temperatury itd.) oraz prądu roboczego i zwarciowego. Odstępy przewód - konstrukcja wsporcza oraz



Rys. 4.1. Zmienne odstęp-y powietrzne w linii
Fig. 4.1. Variable air gaps in line

przewód - przewód kształtowane są głównie przez losowe obciążenia mechaniczne, powodujące wychylenia przewodów i łańcuchów przelotowych pionowych. Wychylenia te (zwłaszcza wychylenia przewodów w środku przęsła) występują również podczas zwarć (szczególnie dwufazowych) oraz podczas tzw. tańca przewodów [15]. Fragmentaryczne dane na powyższy temat sugerują jednak, że zjawiska te mogą mieć istotny wpływ na wymiarowanie odstępów jedynie przy bardzo dużych poziomach prądu zwarcia oraz w specyficznych warunkach klimatycznych. Odstępy między przewodami roboczymi i odgromowymi ustalane są głównie z warunku skutecznej ochrony przewodów roboczych przed uderzeniami pioruna, tj. z warunku dopuszczalnego kąta ochrony na słupie. Dodatkowe kryteria dotyczące tych odstępów wynikają z ochrony przed przeskokami odwrotnymi w środku przęsła oraz podskoku dolnego przewodu (roboczego) przy odpadnięciu oblodzenia [15, 134, 148], co wymaga odpowiedniej koordynacji zwisów przewodów roboczych i odgromowych. Losowe zmiany zwisu przewodów roboczych decydują również o kształtowaniu się odstępów do ziemi i krzyżowanych obiektów.

Z uwagi na tematykę pracy w rozdz. 4 zawężono zakres analizy do odstępów dla których obciążenia zewnętrzne stanowią najważniejszy czynnik powodujący ich losowe zmiany, tj. do odstępów przewód - konstrukcja wsporcza oraz przewód - przewód. Odstęp przewód - konstrukcja wsporcza decyduje o szerokości linii w rozwiązaniu tradycyjnym z łańcuchami przelotowymi pionowymi. W liniach typu compact [38, 110] o nietradycyjnym zawieszeniu przewodów sze-

rokość linii może wynikać z odstępów międzyfazowych. Poza zakresem rozdziału 4 znajdują się pozostałe odstęp-y, w tym zwłaszcza odstęp-y pionowe. Zagadnienia te wymagają nieco odmiennego podejścia i są aktualnie przedmiotem intensywnych badań m.in. w Polsce [92, 141] oraz w ramach IEC [125]. Losowe czynniki zewnętrzne (prędkość i kierunek wiatru, temperatura powietrza oraz nasłonecznienie) stanowią także tutaj ważne elementy analizy, lecz jako wielkości określające bilans cieplny przewodu.

Ekonomiczne aspekty zawodności izolacji liniowej zostały, zdaniem autora, dostatecznie dobrze opracowane i są przedmiotem m.in. monografii [1, 2, 5], w związku z czym w rozdz. 4 ograniczono się jedynie do aspektów technicznych.

4.2. WYMIAROWANIE ODSTĘPÓW ZE WZGLĘDU NA PRZEPIĘCIA ŁĄCZENIOWE

4.2.1. Ocena ryzyka przeskoku

W opracowanych probabilistycznych metodach wymiarowania odstępów powietrznych przy przepięciach łączeniowych nie ograniczanych przez odgromniki przyjmuje się zwykle (lub dopuszcza) następujące założenia:

- normalny rozkład prawdopodobieństwa poziomu (amplitudy) przepięć [1, 29, 45, 49, 69], określony dla otwartego krańca linii przez przepięcie statystyczne s_2 (kwantyl górny o 2-procentowym prawdopodobieństwie przekroczenia) [123] oraz współczynnik zmienności poziomu przepięć $v_s = G_s / U_{50s}$,
- funkcyjna zależność poziomów przepięć w dwóch dowolnych punktach linii [1, 2, 29, 45, 49], określona np. przez stosunek α_M poziomu przepięć na otwartym i zasilającym krańcu linii oraz kształt rozkładu przepięć wzdłuż linii (profil przepięć - rys. 4.2) [49],
- stochastyczna niezależność przepięć na różnych fazach linii [1, 2],
- normalny rozkład prawdopodobieństwa napięcia przeskoku odstępu powietrznego przewód - konstrukcja wsporcza, odstępu przewód - poprzecznik (lub odstępu wzdłuż łańcucha przelotowego pionowego) oraz odstępu przewód - przewód [1, 2, 29, 45, 49, 69, 71, 106], określony przez 50-procentowe krytyczne napięcie przeskoku U_{50} oraz współczynnik zmienności napięcia przeskoku w ustalonych warunkach otoczenia $v_t = G_t / U_{50}$; wpływ zmienności warunków otoczenia na U_{50} wyraża się dodatkowym współczynnikiem zmienności $v_m = G_m / U_{50}$ [1, 69, 77],
- linię rzeczywistą o M słupach oraz danym profilu przepięć zastępuje się ekwiwalentną (ze względu na ryzyko przeskoku) linią o stałym poziomie przepięć wzdłuż linii, równym poziomowi przepięć na otwartym krańcu linii rzeczywistej, oraz o ekwiwalentnej liczbie słupów n [1, 2, 29, 49, 69], wyrażonej np. jako [49]:

- dla profilu 1 (rys. 4.2)

$$n = \frac{0,59 v_t}{1 - z_{\min} v_t} M^{0,94} \quad (4.1a)$$

- dla profilu 2

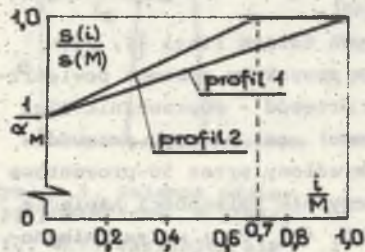
$$n = \frac{3,22 - 25,9 v_t}{8,21 - 66,2 v_t - 1/\alpha_m} M^{0,94} \quad (4.1b)$$

f) ścisły rozkład napięcia przeskoku układu n odstępów powietrznych (określony przez zależność analogiczną do (3.10)) aproksymuje się rozkładem normalnym [1,77] o 50-procentowym (średnim) napięciu przeskoku $U_{50,n}$ oraz współczynnikiem zmienności napięcia przeskoku $v_n = \sigma_n/U_{50,n}$:

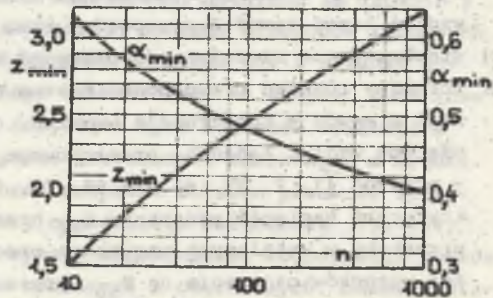
$$U_{50,n} = U_{50} (1 - z_{\min} v_t) \quad (4.2)$$

$$v_n = \sqrt{v_t^2 \frac{\alpha_{\min}^2}{(1 - z_{\min} v_t)^2} + v_m^2} \quad (4.3)$$

Rys. 4.3 podaje wartości $z_{\min}(n)$ i $\alpha_{\min}(n)$, wyznaczone z warunków identyczności 10-procentowych (kwantyl dolny) i 50-procentowych napięć przeskoku obu rozkładów, ścisłego i przybliżonego [149].



Rys. 4.2. Wyidealizowane rozkłady poziomu przepięć łącznie wzdłuż linii o M słupach [49] ($s(i)$, $s(M)$ - kwantyle amplitudy przepięć o jednakowym prawdopodobieństwie przekroczenia)
Fig. 4.2. Idealized profiles of switching surge level along line having M towers [49] ($s(i)$, $s(M)$ - quantity of switching surge amplitude with the same probability of exceeding)



Rys. 4.3. Wykres z_{\min} i α_{\min} w funkcji ekwiwalentnej liczby odstępów powietrznych lub łańcuchów izolatorów
Fig. 4.3. Variable z_{\min} and α_{\min} as a function of equivalent number of parallel air gaps or insulator strings

Przy podanych założeniach ryzyko wystąpienia przeskoku w układzie n odstępów powietrznych podczas pojedynczej operacji łączeniowej jest związane z dystrybuantą rozkładu normalnego:

$$R = \frac{1}{2} - \Phi(z = z_n), \quad \text{gdzie} \quad z_n = \frac{U_{50,n} - U_{50s}}{\sqrt{\sigma_n^2 + \sigma_m^2}} \quad (4.4)$$

Dla założonego ryzyka przeskoku 50-procentowe (średnie) napięcie przeskoku pojedynczego odstepu powietrznego określa wzór:

$$U_{50} = \frac{\sqrt{2} U_m}{\sqrt{3}} s_2 K_s \quad (4.5)$$

w którym U_m jest najwyższym napięciem roboczym sieci, K_s zaś probabilistycznym częściowym współczynnikiem bezpieczeństwa dla przepięć łączeniowych [77, 149]:

$$K_s = \frac{1 + \sqrt{1 - (1 - z_n^2 v_n^2)(1 - z_n^2 v_s^2)}}{(1 + 2,05 v_s)(1 - z_{\min} v_t)(1 - z_n^2 v_n^2)} \quad (4.6)$$

Przedstawiony model obliczeniowy stanowi krańcowe uproszczenie zagadnienia i może być traktowany jedynie jako narzędzie umożliwiające przybliżoną ocenę wpływu obciążeń zewnętrznych na wymiarowanie niektórych odstępów powietrznych (p. 4.2.2). Rzeczywiste liniowe układy izolacyjne są znacznie bardziej skomplikowane [5] i stanowią zbiór współpracujących z sobą elementów równoległych o niejednakowej na ogół wytrzymałości względem ziemi (w mniejszym stopniu dotyczy to także izolacji międzyfazowej). Decyduje o tym zróżnicowana konfiguracja układów izolacyjnych na rozmaitych rodzajach słupów oraz zróżnicowanie rodzajów i typów łańcuchów izolatorów oraz samych izolatorów.

Przy wyznaczaniu napięć przeskoku dla izolacyjnych odstępów powietrznych w liniach wysokiego napięcia możliwe jest wykorzystanie wzorów empirycznych, w tym zwłaszcza tzw. formuły Galleta [9, 54, 106]. Wartości tych napięć zależą głównie od kształtu i biegunowości udarów, geometrycznego ukształtowania układu (rodzaju, wymiarów, odstepu międzyelektrodowego) oraz powierzchniownych własności zanieczyszczonych i zawilgoconych izolatorów, w mniejszym natomiast stopniu od typu i wymiarów osprzętu łukochronnego, liczby przewodów w wiązce itp. oraz warunków otoczenia (wilgotności, temperatury, ciśnienia, deszczu). Wytrzymałość danego układu izolacyjnego w porównaniu do układu pręt - płyta uziemiona charakteryzuje współczynnik przerwy iskrowej k dla krytycznego czasu trwania udaru [9, 106]. Wartości k zostały dość szczegółowo ustalone, zwłaszcza dla izolacji doziemnej przy dodatniej biegun-

nowości udarów, i zapewniają zadowalającą zgodność wyników uzyskiwanych ze wzorów empirycznych i badań rzeczywistych układów izolacyjnych [5, 9, 106]. Wytrzymałość izolacji doziemnej dla udarów ujemnych jest znacznie wyższa [9, 83, 142]. Warunki otoczenia na ogół w niewielkim stopniu wpływają na wytrzymałość odstępów powietrznych. Znacznie obniżoną wytrzymałość, nawet o 20...30%, wykazują natomiast łańcuchy izolatorów w warunkach zabrudzeniowych [106].

W praktyce dąży się do takiego wymiarowania układów izolacyjnych słupów, aby łuk elektryczny zainicjowany przez przebiegi palił się na elektrodach osprzętu łukochronnego. Z tego powodu wytrzymałość przerwy powietrznej pomiędzy przewodem a konstrukcją wsporczą powinna być nieco większa (o ok. 5% [83]) od wytrzymałości odstepu przewod - poprzecznik (w przybliżeniu odpowiada mu odstęp d między elektrodami osprzętu łukochronnego). Naturalne jest także wymaganie, aby koordynacja powyższa zachodziła dla izolatorów czystych i suchych, co zapewnia koordynację również w warunkach zabrudzeniowych. Koordynację wykonuje się zwykle przy założeniu udarów o czasie trwania czoła zbliżonym do czasu krytycznego (odmienne podejście przyjęto w ZSRR [1, 2, 20]).

Ryzyko określone wzorem (4.4) można odnosić zarówno do poszczególnych typów przebiegów łączeniowych (załączanie linii bez ładunku i w szybkim cyklu SPZ, wyłączanie zwarcia jednofazowego lub dwufazowego z ziemią, wyłączanie linii przesyłowej wskutek utraty synchronizmu itd. [65]), jak również do wypadkowego rozkładu przebiegów będącego mieszaniną kilku rozkładów. Niech R_f oznacza ryzyko przeskoku na układzie izolacyjnym faza - konstrukcje wsporcze linii przy udarach o biegunowości dodatniej, R_{ff} zaś ryzyko przeskoku na układzie izolacyjnym faza - faza linii. Dla linii z płaskim układem przewodów (rys. 4.1) zwykle $R_{ff} \approx 0$, wobec czego ryzyko przeskoku w linii podczas pojedynczej operacji łączeniowej R_1 wynosi:

$$R_1 \approx \frac{3}{2} R_f. \tag{4.7}$$

Gdyby $R_f \approx 0$, dla linii jw. zachodziłoby:

$$R_1 \approx 2 R_{ff}. \tag{4.8}$$

Gdy inne czynniki nie narzucają $R_{ff} \approx 0$ lub $R_f \approx 0$, izolacje doziemna i międzyfazowa linii powinny podlegać koordynacji. Metodę koordynacji zawiera praca [70], lecz w odniesieniu do izolacji rozdzielni napowietrznych. Możliwe jest przystosowanie tej metody do izolacji linii napowietrznych.

Dla linii z odgromnikami zainstalowanymi na obu końcach zmianie ulega rozkład prawdopodobieństwa amplitudy przebiegów oraz profil przebiegów. Przy niezbyt głębokim ograniczeniu przebiegów, do poziomu 1,9...2,1 (w jednostkach względnych, w odniesieniu do wartości szczytowej napięcia fazowego $\sqrt{2} U_m \sqrt{3}$,

przyjętej za wartość podstawową), liczbę przeskoku na izolacji linii można ocenić przybliżoną metodą, przyjmując [1]:

- w miejsce rozkładu prawdopodobieństwa amplitudy przebiegów rozkład (normalny) napięcia przebicia odgromnika,
- w miejsce liczby operacji łączeniowych liczbę zapłonów odgromników.

Ponieważ odgromniki nie zapewniają obniżenia amplitudy przebiegów do poziomu ochrony w pośrednich punktach linii [71, 97], w metodzie powyższej przyjmuje się dla środkowego odcinka linii amplitudę zwiększoną o 10-15% w stosunku do otwartego krańca linii. Z uwagi na bardziej wyrównany rozkład poziomu przebiegów wzdłuż linii zwiększeniu ulega ekwiwalentna liczba słupów [1, 27]. Metodę oceny ryzyka przeskoku w liniach z odgromnikami głęboko ograniczającymi poziom przebiegów zawiera praca [71].

4.2.2. Wpływ wiatru na wymiarowanie odstępów

W układzie izolacyjnym złożonym z kilku przerw powietrznych, jak np. na fazie środkowej lub skrajnej słupa z rys. 4.1, ryzyko przeskoku na każdym pojedynczym odstepie zależy również od wytrzymałości pozostałych odstępów. W najprostszym przypadku izolacja doziemna przedstawia układ równoległy, złożony z odstepu wzdłuż łańcucha izolatorów (między elementami osprzętu łukochronnego) o dystrybuancie napięcia przeskoku $F_1(U)$ oraz odstepu powietrznego L do konstrukcji wsporczej o dystrybuancie $F_0(U)$. Na układ oddziałują przebiegi o gęstości prawdopodobieństwa $f_s(U)$. Przy uwzględnieniu współzależności przeskoku na obu elementach ryzyko przeskoku na odstepie do konstrukcji:

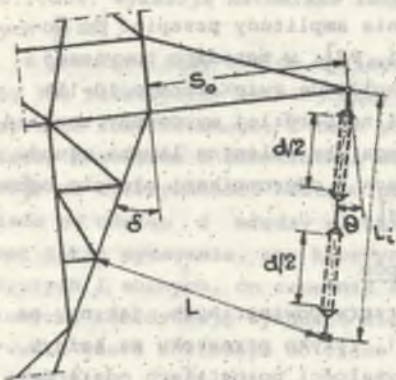
$$R'_0 = \int_0^{\infty} f_s(U) F_0(U) dU - \int_0^{\infty} f_0(U) [1 - F_s(U)] F_1(U) dU. \tag{4.9}$$

Analogiczne wyrażenie określa ryzyko przeskoku wzdłuż łańcucha izolatorów (R'_1). Pierwszy składnik wyrażenia (4.9) stanowi ryzyko przeskoku na samodzielnym odstepie powietrznym L (przy braku łańcucha izolatorów).

Wyrażenie (4.9) wraz z analogicznym wyrażeniem dla łańcucha izolatorów ustalają teoretyczne podstawy koordynacji wytrzymałości izolacji doziemnej słupów. Ponieważ wytrzymałość ta uzależniona jest od wielu czynników wpływających na rozkład pola w przestrzeni międzyelektrodowej (p. 4.2.1), w praktyce koordynację uzyskuje się poprzez badania doziemnych układów izolacyjnych słupów w laboratoriach prób wysokonapięciowych. W badaniach Instytutu Energetyki [83, 142] ustalono minimalne odstepy powietrzne do konstrukcji $l_{min} = k_1 d$ dla różnych typowych słupów linii 110-400 kV, które muszą być zachowane przy stosownym zbliżeniu przewodu do konstrukcji. Współczynnik k_1 zależy od rodzaju izolatorów, zastawianego osprzętu łukochronnego oraz miejsca zawieszenia łańcucha izolatorów na słupie.

Przy wahliwym zawieszeniu przewodu, na łańcuchach przelotowych pionowych, długość obliczeniowa (minimalna) wysięgnika słupa na podstawie rys. 4.4:

$$S_0 = \frac{L_{\min}}{\cos\delta} + \frac{L_1}{\cos\delta} \sin[\theta_0(V_0) - \delta], \quad (4.10)$$



Rys. 4.4. Szkic układu izolacyjnego jednej z faz linii
Fig. 4.4. Sketch of a phase-to-earth insulating system on tower

gdzie $\theta_0(V_0)$ jest obliczeniowym kątem wychylenia łańcucha izolatorów, zależnym od obliczeniowej prędkości wiatru V_0 , ustalonym z warunku koordynacji wytrzymałości izolacji doziemnej słupów w rzeczywistych warunkach eksploatacji. Kąt θ_0 określa wzór:

$$\operatorname{tg}\theta_0 = \frac{W_p(V_0, a_n) + \frac{1}{2} W_i(V_0)}{q_{\min} G_p(a_n) + \frac{1}{2} G_i} \quad (4.11)$$

w którym W_i jest obciążeniem wiatrem, G_i - ciężarem, q_{\min} - minimalnym współczynnikiem odciążenia łańcucha izolatorów (p. 4.4).

W zależności od kierunku i prędkości wiatru odstęp L ulega zmianom (rys. 4.4):

$$L(V) = S_0 \cos\delta - L_1 \sin[\theta(V) - \delta]. \quad (4.12)$$

Prawdopodobieństwo przeskoku na fazie linii $P'_{f,o}(V)$ i $P'_{f,i}(V)$, tj. przy prędkości wiatru V , na podstawie (4.9):

$$P'_{f,o}(V) \approx \int_0^{\infty} f_s(U) F_{o,n}(U|V) dU - [1 - F_s(U=U_x)] \int_0^{\infty} f_{o,n}(U|V) F_{i,n}(U) dU, \quad (4.13)$$

$$P'_{f,i}(V) \approx \int_0^{\infty} f_s(U) F_{i,n}(U) dU - [1 - F_s(U=U_x)] \int_0^{\infty} f_{i,n}(U) F_{o,n}(U|V) dU, \quad (4.14)$$

gdzie napięcie $U_x(V) = \max(U_{50,n(w)}, U_{50,n})$ (p. dalsza analiza).

Uproszczenia we wzorach (4.13) i (4.14) są możliwe ze względu na dostateczną stałość funkcji $F_s(U)$ w efektywnym obszarze całkowania. W stosunku do założeń przyjętych w p. 4.2.1, w analizie prawdopodobieństwa $P'_{f,o}(V)$ i $P'_{f,i}(V)$ należy dodatkowo uwzględnić następujące czynniki [77, 149]:

- losowy charakter przestrzennego rozkładu prędkości średnich wiatru wzdłuż linii (prędkość V odnosi się do ustalonego punktu linii),
- losowy charakter chwilowego kąta wychylenia łańcucha przelotowego (p.2.5).

Powyższe czynniki powodują, że w momencie wystąpienia przepięć wychylenia łańcuchów przelotowych na poszczególnych słupach są różne, a więc 50-procentowe napięcia przeskoku odstępów do konstrukcji mają różne wartości. W związku z tym wypadkowy współczynnik zmienności napięcia przeskoku pojedynczego odstępu L do konstrukcji, w ustalonych warunkach otoczenia, można w przybliżeniu wyrazić jako [77].

$$v_t(w) = \sqrt{v_t^2 + A^2(\sigma_{\Delta V}^2 + v_f^2 V^2/4)}, \quad (4.15)$$

przy czym:

$$A = \frac{8L_1}{L(8+L)V} \sin 2\theta \cos(\theta - \delta),$$

$\sigma_{\Delta V}$ - odchylenie standardowe losowej różnicy średnich prędkości wiatru w dwóch odległych (≥ 5 km) punktach linii ($\sigma_{\Delta V} \approx 2$ m/s [149]).

Rozwiązanie całek we wzorach (4.13) i (4.14) określa wzór analogiczny do (4.4), przy czym argument z wynosi:

- dla całki $\int_0^{\infty} f_s(U) F_{o,n}(U|V) dU$

$$z = \frac{U_{50,n(w)} - U_{50s}}{\sqrt{v_t^2 \frac{U_{50,n(w)}^2}{n(w)} + v_s^2 U_{50s}^2}} \quad (4.16)$$

gdzie:

$$U_{50,n(w)} = U_{50} (1 - z_{\min(w)} v_t(w)),$$

$$v_n(w) = \sqrt{v_t^2 \frac{\sigma_{\min(w)}^2}{(1 - z_{\min(w)} v_t(w))^2} + v_m^2},$$

$z_{\min(w)}$ oraz $\sigma_{\min(w)}$ - są wyznaczane z rys. 4.3 dla wartości n obliczonej ze wzoru (4.1a) lub (4.1b), gdzie w miejsce v_t podstawia się $v_t(w)$.

- dla całki $\int_0^{\infty} f_s(U) F_{i,n}(U) dU$

$$z = \frac{U_{50,n} - U_{50s}}{\sqrt{v_n^2 \frac{U_{50,n}^2}{n} + v_s^2 U_{50s}^2}} \quad (4.17)$$

dla całki $\int_0^{\infty} f_{o,n}(U|V) P_{1,n}(U) dU$

$$z = \frac{U_{50,n} - U_{50,n}(w)}{\sqrt{v_t^2 \frac{\alpha_{\min}^2}{(1-z_{\min} v_t)^2} U_{50,n}^2 + v_t^2(w) \frac{\alpha_{\min}^2(w)}{(1-z_{\min}(w) v_t(w))^2} U_{50,n}(w)^2}} \quad (4.18)$$

Wypadkowe ryzyko przeskoku $R'_{f,o}$ z uwzględnieniem rozkładu prawdopodobieństwa prędkości wiatru:

$$R'_{f,o} = (1-t_w) P'_{f,o}(V=0) + t_w \int_0^{\infty} f_w(V) P'_{f,o}(V) dV, \quad (4.19)$$

gdzie t_w jest względnym czasem występowania wiatru, $f_w(V)$ zaś gęstością prawdopodobieństwa średnich prędkości wiatru. Analogiczne wyrażenie określa ryzyko przeskoku $R'_{f,i}$.

Wyrażenie (4.19) ma charakter ogólny, tzn. nie precyzuje się w nim kierunku wiatru, w zależności od którego rozważany odstęp L ulega powiększeniu lub zmniejszeniu w stosunku do stanu spoczynku łańcucha izolatorów. Kierunek wiatru nie ma znaczenia dla linii o płaskim układzie przewodów, tj. z symetrycznym rozmieszczeniem faz względem konstrukcji wsporczej, gdzie wypadkowe ryzyko przeskoku podczas pojedynczej operacji łączeniowej wynosi:

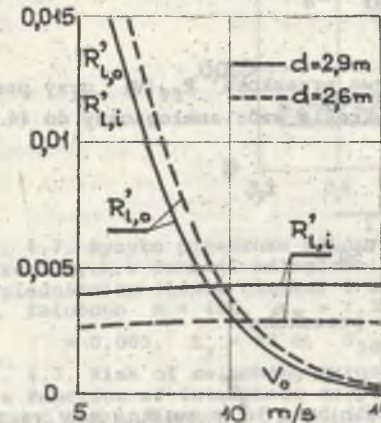
$$R_1 = R'_{1,o} + R'_{1,i} \approx \frac{1}{2} [2(R'_{f,o}^{(1)} + R'_{f,i}^{(1)}) + (R'_{f,o}^{(2)} + R'_{f,i}^{(2)})], \quad (4.20)$$

przy czym:

$$R'_{1,o} \approx R'_{f,o}^{(1)} + \frac{1}{2} R'_{f,o}^{(2)}; \quad R'_{1,i} \approx R'_{f,i}^{(1)} + \frac{1}{2} R'_{f,i}^{(2)}$$

Indeks (1) w wyrażeniu (4.20) określa ryzyko przeskoku dla faz zbliżających się do konstrukcji pod wpływem wiatru, a indeks (2) dla fazy oddalającej się od konstrukcji. Przybliżony charakter (4.20) wynika z założenia jednakowej geometrii doziemnych układów izolacyjnych faz (p. rys. 4.4) oraz z pominięcia wpływu drugiego odstępu do konstrukcji L (zwiększającego się przy wietrze) na fazie środkowej (rys. 4.1). Dla linii z płaskim układem przewodów istnieje również możliwość oddzielnej koordynacji wytrzymałości układów izolacyjnych fazy środkowej i faz skrajnych, co prowadzi, przy założeniu jednakowego ryzyka przeskoku na fazach, do zwiększonych odstępów na fazie

środkowej¹⁾ [77]. Dla linii o układzie przewodów innym niż płaski uzyskiwane z analizy prędkości v są niewiele mniejsze od tych, które uzyskuje się dla układu płaskiego²⁾.



Rys. 4.5. Ryzyko przeskoku fazowego w linii 400 kV przy przebiegach łączeniowych w funkcji obliczeniowej prędkości wiatru. Dane wg tabl. 4.1, profil przepięć 1

Fig. 4.5. Risk of switching surge flashover to tower in a 400-kV-line as a function of design wind velocity. Assumed data according to Table 4.1, profile 1 of switching surge level (Fig. 4.2)

Obliczeniowe prędkości wiatru wyznaczone z warunku $R'_{1,o} = R'_{1,i}$ lub dla określonej wartości $R'_{1,o}$ (rys. 4.5 i tabl. 4.1) rosną ze wzrostem wymagań dotyczących niezawodności pracy izolacji. Wniosek taki wynika także z uproszczonej analizy zawartej w pracy [27]. Pozostałe czynniki, takie jak napięcie znamionowe i długość linii, profil przepięć oraz odchylenie standardowe napięcia przeskoku i amplitudy przepięć, mają stosunkowo niewielki wpływ na V_0 [149, 152].

Zasady oceny ryzyka przeskoku podane w p. 4.2.1 dotyczą także odstępów przewód-przewód. Dla bezwietrznej pogody można przyjąć $L = D_0$ (rys. 4.6), ryzyko przeskoku zaś określa wzór (4.4). Dla wiatru należy dodatkowo uwzględnić losowe zmiany chwilowej odległości przewodów w środku przęsła, spowodowane pulsacjami prędkości wiatru:

$$L = D_0 + (Y_1 - Y_2) \approx D_0 + \Delta \eta (f_{pr} + L_1). \quad (4.21)$$

Rozkład kąta $\Delta \eta = \Gamma_1(t) - \Gamma_2(t) = \eta_1(t) - \eta_2(t)$ jest w przybliżeniu normalny (p. 2.5). Losowym zmianom odległości przewodów odpowiadają losowe zmiany 50-procentowego napięcia przeskoku odstępu międzyfazowego, przy czym

$$\sigma_{U_{50}} \approx \left(\frac{\partial U_{50}}{\partial L} \right)_m \sigma_L. \quad (4.22)$$

¹⁾ wypadkowa wytrzymałość odstępów powietrznych do konstrukcji dla fazy środkowej zawsze ulega zmniejszeniu, niezależnie od kierunku wiatru.

²⁾ słuszne pod warunkiem równomiernego rozkładu kierunku linii w zbiorze linii danego typu pracujących w systemie elektroenergetycznym.

gdzie indeks m oznacza pochodną w punkcie $\bar{I} = D_0$. Dla formuły Galleta na U_{50} [9], ze wzorów (4.22) i (4.21) znajduje się:



Rys. 4.6. Szkic międzyfazowego układu izolacyjnego w środku przęsła

Fig. 4.6. Sketch of a line interphase insulating system in the middle of the span

$$v_{U_{50}} = \frac{f_{pr} + L_i}{D_0(1+D_0/8)} G_{\Delta} \sigma \quad (4.23)$$

Prawdopodobieństwo przeskoku $P_{ff}(V)$ przy prędkości wiatru V określa wzór analogiczny do (4.16), przy czym:

$$v_{t(w)} = \sqrt{v_t^2 + v_{U_{50}}^2}$$

Wynikowe ryzyko przeskoku:

$$R_{ff} = (1-t_w)P_{ff}(V=0) + t_w \int_0^{\infty} f_w(V)P_{ff}(V)dV \quad (4.25)$$

Rysunek 4.7 uwidacznia, że wiatr nie ma praktycznie wpływu na wymiarowanie odstępów międzyfazowych przy przepięciach łączeniowych. Jakkolwiek wyniki podane na rys. 4.7 dotyczą płaskiego układu przewodów, stwierdzenie to można odnieść do dowolnego układu przewodów.

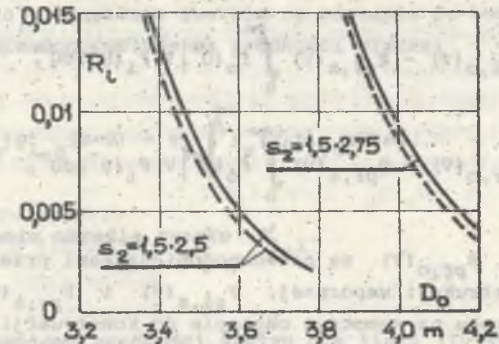
Tablica 4.1

Obliczeniowa prędkość wiatru i ryzyko przeskoku przy przepięciach łączeniowych dla linii 400 kV¹⁾

Design wind velocity and risk of flashover due to switching surges for 400-kV-line

d	s ₂	Profil przep. (rys. 4.2)	R _{1,0} = R _{1,i}		R _{1,0} = 10 ⁻²	
			V ₀	R ₁	V ₀	R ₁
m	-	-	m/s	-	m/s	-
2,60	2,5	1	10,6	0,58 · 10 ⁻²	7,8	1,28 · 10 ⁻²
		2	9,5	1,21 · 10 ⁻²	8,3	1,60 · 10 ⁻²
2,90	2,75	1	9,3	0,87 · 10 ⁻²	7,3	1,42 · 10 ⁻²
		2	8,3	1,73 · 10 ⁻²	7,9	1,86 · 10 ⁻²

¹⁾ Przyjęto $M = 400$, $\epsilon = 0$, $\alpha_M = 1,333$, $v_s = 0,15$, $v_t = 0,05$, $v_m = 0$, $v_f = 0,20$, $k_i = 1,0$, U_{50} - wg formuły Galleta [9] przy $k = 1,27$.



Rys. 4.7. Ryzyko przeskoku międzyfazowego w linii 400 kV przy przepięciach łączeniowych w funkcji odległości zawieszenia przewodów, obliczone z uwzględnieniem (linie ciągłe) i z pominięciem (linie przerywane) wpływu wiatru. Założono $M = 400$, $\alpha_M = 1,333$, $v_s = 0,15$, $v_t = 0,05$, $v_m = 0$, $K = 0,005$, $L_y = 90$ m, U_{50} wg formuły Galleta [9] przy $k = 1,5$

Fig. 4.7. Risk of switching surge flashover between phases on 400-kV-line as a function of interphase suspension distance, calculated by taking into account the influence of wind (full lines) and by neglecting it (broken lines). Data assumed: $M = 400$, $\alpha_M = 1,333$, $v_s = 0,15$, $v_t = 0,05$, $v_m = 0$, $K = 0,005$, $L_y = 90$ m, U_{50} according to Gallet's formula [9] at $k = 1,5$

4.3. WYMIAROWANIE ODSTĘPÓW ZE WZGLĘDU NA PRZEPIĘCIA ATMOSFERYCZNE

Zagrożenie dla izolacji fazowej linii wysokich napięć stwarzają jedynie przepięcia od bezpośrednich uderzeń pioruna w linię, a zwłaszcza od uderzeń w przewód roboczy oraz od uderzeń w słup lub w przewód odgromowy w pobliżu słupa. Zagrożenia izolacji międzyfazowej w tych przypadkach można nie rozpatrywać, zarówno ze względu na mechanizm przepięć, jak i na ogół większą wytrzymałość tej izolacji. Uderzenia w przewód odgromowy w pobliżu środka przęsła stwarzają zagrożenie głównie dla odstępów powietrznych przewodów odgromowy - przewód roboczy, co stanowi jednak odrębne zagadnienie, w którym wpływ wiatru może być pominięty (por. p. 4.2.2).

Wymiarowanie odstępów powietrznych do konstrukcji wsporczej przy przepięciach atmosferycznych, dla wahlowego zawieszenia przewodów, przebiega analogicznie jak dla przepięć łączeniowych, tj. w oparciu o wzór (4.10). Minimalny odstęp powietrzny L_{min} ustala się drogą badań w laboratorium prób wysokonapięciowych [83, 142], natomiast prędkość obliczeniowa V_0 może być określona metodą probabilistyczną, z uwzględnieniem losowości zbliżeń przewodu do konstrukcji oraz losowości przepięć atmosferycznych. Prawdopodobieństwa przeskoku na odstępach do konstrukcji przy uderzeniu pioruna w słup $P_{si,0}(V)$ oraz w przewód roboczy $P_{pr,0}(V)$ wynoszą w przybliżeniu (przez analogię do (4.13)):

$$P'_{sł,o}(V) \approx P_{sł,o}(V) - P_{sł,x}(V) \int_0^{\infty} f_o(U^+|V) F_1(U^+) dU^+, \quad (4.26)$$

$$P'_{pr,o}(V) \approx P_{pr,o}(V) - P_{pr,x}(V) \int_0^{\infty} f_o(U^-|V) F_1(U^-) dU^-, \quad (4.27)$$

gdzie: $P_{sł,o}(V)$ i $P_{pr,o}(V)$ są prawdopodobieństwami przeskoku na samotnym odstepie do konstrukcji wsporczej, $P_{sł,x}(V)$ i $P_{pr,x}(V)$ są prawdopodobieństwami przeskoku na samotnym odstepie do konstrukcji lub wzdłuż łańcucha izolatorów, posiadającym większe 50-procentowe napięcie przeskoku przy prędkości średniej V . Całki we wzorach (4.26) i (4.27) są unormowanymi dystrybuantami rozkładu normalnego o argumentie:

$$z = \frac{U_{50(w)} - U_{50}}{\sqrt{v_{t(w)}^2 U_{50(w)}^2 + v_{t(w)}^2 U_{50}^2}} \quad (4.28)$$

przy czym $v_{t(w)}$ określa wzór (4.15) przy $\sigma_{\Delta V} = 0$.

Rozpatrując płaski układ przewodów, należy zauważyć, że dla uderzeń pioruna w słup zagrożenie przeskoku odwrotnego występuje głównie na skrajnej fazie wychylonej w kierunku konstrukcji pod wpływem wiatru. Dla uderzeń pioruna w przewód roboczy można natomiast założyć, że następują one jedynie w fazy skrajne, które w danym momencie zbliżają się lub oddalają od konstrukcji. W związku z tym zamiast ogólnych wyrażeń (4.26) i (4.27) można zapisać:

$$P'_{sł,o}(V) \approx P'_{sł,o}(1)(V), \quad (4.29)$$

$$P'_{pr,o}(V) \approx \frac{1}{2} [P'_{pr,o}(1)(V) + P'_{pr,o}(2)(V)]. \quad (4.30)$$

Wypadkowe prawdopodobieństwo wystąpienia zwarcia na odstepie do konstrukcji przy prędkości wiatru V :

$$P'_{1,o}(V) = \eta_o [\psi_{sł} P'_{sł,o}(V) + \psi_{pr} P'_{pr,o}(V)], \quad (4.31)$$

przy czym:

- $\psi_{sł}$ - prawdopodobieństwo trafienia pioruna w słup lub w przewód odgromowy w pobliżu słupa,
- ψ_{pr} - prawdopodobieństwo trafienia pioruna w przewód roboczy,
- η_o - prawdopodobieństwo przejścia przeskoku iskrowego na odstepie do konstrukcji w łuk zwarcziowy.

Wypadkowe ryzyko wystąpienia zwarcia na odstepie do konstrukcji z uwzględnieniem rozkładu prawdopodobieństwa prędkości wiatru:

$$R'_{1,o} = (1-t_w) P'_{1,o}(V=0) + t_w \int_0^{\infty} f_w(V) P'_{1,o}(V) dV. \quad (4.32)$$

Analogiczne wyrażenie określa ryzyko $R'_{1,i}$.

Tablica 4.2

Obliczeniowe prędkości wiatru dla linii 110-400 kV przy przepięciach atmosferycznych¹⁾
Design wind velocity due to lightning surges for 110-400-kV-lines

U_n	d	$\frac{R'_{1,i}}{R'_{1,o}}$ ²⁾	V_o ³⁾
kV	m	-	m/s
110	0,90	7,51	4,9
	1,10	7,62	4,9
220	1,60	8,03	5,0
	1,80	8,15	4,9
400	2,70	8,50	5,4
	2,90	8,56	5,2

1) Przyjęto $v_t = 0,03$.

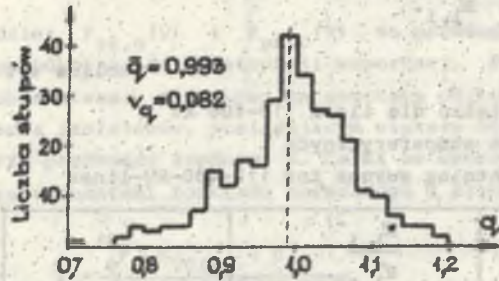
2) Dla odstepu do konstrukcji $L_{min} = k_i d$.

3) Przy założeniu $R'_{1,i}/R'_{1,o} = 10$ w rzeczywistych warunkach eksploatacji.

Analizy liczbowe oparto m.in. na programie komputerowym do oceny skuteczności ochrony odgromowej linii [147], w którym zostały wykorzystane elementy elektroteometrycznej teorii wyładowań piorunowych oraz metoda Razewiga oceny prawdopodobieństwa przeskoku odwrotnego [16, 136]. W tabl. 4.2 w trzeciej kolumnie podano wartości stosunku $R'_{1,i}/R'_{1,o}$ określone dla odstepu do konstrukcji $L_{min} = k_i d$ wg badań Instytutu Energetyki [83, 142]. Uzyskanie zbliżonego stosunku $R'_{1,i}/R'_{1,o}$ w rzeczywistych warunkach eksploatacji linii można zapewnić poprzez wymiarowanie odstepów do konstrukcji w oparciu o prędkości obliczeniowe V_o podane w tabl. 4.2. Dla przyjętego stosunku $R'_{1,i}/R'_{1,o} = 10$ gwarantuje to, że liczba zwarc na tych odstepach nie przekroczy 0,3...0,4 1/100 km-rok w liniach 110 kV oraz 0,1...0,2 1/100 km-rok w liniach 220-400 kV [148].

4.4. WYMIAROWANIE ODSTĘPÓW ZE WZGLĘDU NA NAPIĘCIE ROBOCZE

Przeskok na odstepie powietrznym do konstrukcji słupa przy napięciu roboczym jest możliwy jedynie przy bardzo dużym zbliżeniu przewodu do konstrukcji, tj. przy silnym wietrze oraz małym współczynniku odciążenia łańcucha przelotowego $q = a_c/a_w$ (rys. 4.8).



Rys. 4.8. Histogram współczynnika odciążenia łańcuchów izolatorów na polskim odcinku linii 750 kV Chmielnicka - Rzeszów
Fig. 4.8. Frequency distribution of q coefficient for Polish part of the 750 -kV-Chmielnicka-Rzeszów-line

Przeciętny roczny czas występowania porywów wiatru wzdłuż linii λ_1 zależy od długości linii i jest większy od czasu występowania porywów w ustalonym punkcie, np. na stacji meteorologicznej. Dla odcinka linii o długości 100 km stosunek λ_1/λ ocenia się na ok. 2 [77]. Nawiązując do wzoru (A.19), parametry rozkładu Gumbela maksymalnych rocznych prędkości wiatru występujących wzdłuż linii wynoszą:

$$c_1 = c; \quad u_1 = u + \frac{1}{c} \ln \frac{\lambda_1}{\lambda} \quad (4.33)$$

Dwa inne sposoby oceny rozkładu maksymalnych rocznych obciążeń klimatycznych wzdłuż linii zawierają zalecenia IEC [126]:

- 1) przyjmuje się, że oczekiwany okres powrotu danego obciążenia wzdłuż linii o długości l (w km) jest 1/50 raza krótszy od oczekiwanego okresu powrotu tego samego obciążenia w ustalonym punkcie linii,
- 2) przyjmuje się współczynnik zwiększający dla obciążeń, równy 1,10 dla linii o długości 50...150 km oraz 1,20 dla linii o długości 150...300 km.

Sposób wykorzystujący wzór (4.33) oraz sposoby ujęte w pracy [126] dają zbliżone wyniki. Maksymalne wychylenia łańcucha przelotowego pionowego zależą od rozkładu prawdopodobieństwa prędkości zastępczej $v_{z,1}$, wynikającego z rozważań zawartych w p. 2.4.2 i 2.2.3 oraz ze wzoru (4.33). Przykładowo dla odcinka linii o długości 100 km położonego w I strefie klimatycznej [134] parametry rozkładu Gumbela prędkości $v_{z,1}$ wynoszą: $c = 0,4754$ s/m, $u = 18,03$ m/s.

Zgodnie z zaleceniami IEC [126] korelację czasowo-przestrzenną obciążeń wyraża się poprzez liczbę słupów jednocześnie narażonych na działanie czynnika klimatycznego o maksymalnej intensywności (p. 3.1.2). W odniesieniu do maksymalnych wychyleń łańcuchów przelotowych liczbę słupów n ocenia się na 10...50 (tabl. 3.1), przy czym dolną wartość można odnieść do linii 110 kV prowadzonych w dużej części w pobliżu terenów zabudowanych, przemy-

słowych itp., górną natomiast do linii 400 kV prowadzonych w przeważającej części przez tereny otwarte. Przeskok może wystąpić przede wszystkim na słupach, charakteryzujących się najmniejszymi współczynnikami odciążenia łańcuchów przelotowych. Parametry przybliżonego rozkładu normalnego minimalnego współczynnika odciążenia w grupie n słupów wynoszą (p. 4.2.1):

$$\bar{q}_n = \bar{q}(1 - z_{\min} v_q), \quad (4.34)$$

$$v_{q_n} = v_q \frac{\alpha_{\min}}{1 - z_{\min} v_q}, \quad (4.35)$$

przy czym zachodzi $q_n \geq q_{\min}$.

Pozostałe czynniki losowe, tj. napięcie przeskoku oraz napięcie robocze, posiadają stosunkowo mały rozrzut. Zgodnie z zaleceniami międzynarodowymi za podstawę można przyjąć 10-procentowe napięcie przeskoku (kwantyl dolny) w grupie 2n odstępów¹⁾ oraz maksymalne napięcie robocze U_n [5], przy czym:

$$U_{10,2n} = U_{50,2n} (1 - 1,28 v_{2n}), \quad (4.36)$$

gdzie $U_{50,2n}$ i v_{2n} określają wzory analogiczne do (4.2) i (4.3). Zakłada się, że przeskok występuje, gdy $U_{10,2n} < \sqrt{2} U_m / \sqrt{3}$. Jeżeli oznaczy się prawdopodobieństwo takiego zdarzenia jako $P_1(q_n)$, wypadkowe ryzyko wystąpienia przeskoku w linii wyniesie:

$$R_1 = \int_{q_{\min}}^{q_{\max}} f_{q_n}(q_n) P_1(q_n) dq_n, \quad (4.37)$$

gdzie $f_{q_n}(q_n)$ jest gęstością prawdopodobieństwa minimalnego współczynnika odciążenia w grupie n słupów.

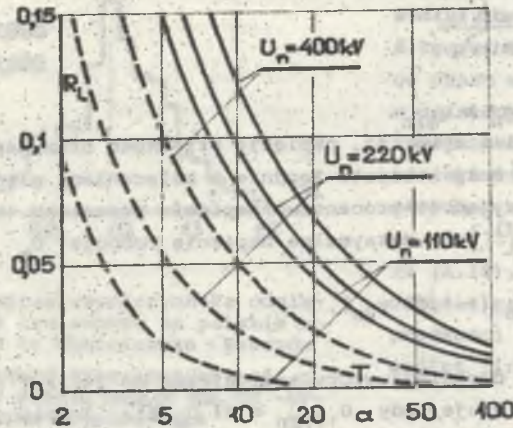
Wymiarowanie odstępów do konstrukcji wsporczej przy napięciu roboczym wg wzorów (4.10) i (4.11) wymaga założenia prędkości obliczeniowej v_0 o oczekiwanym okresie powrotu²⁾ zależnym od akceptowanego ryzyka przeskoku (rys. 4.9). Krzywe ciągłe na rys. 4.9 odpowiadają ściśmemu wymiarowaniu odstępów, wg przedstawionych wyżej zasad. W praktyce projektowej wymiarowanie wykonuje się przy dodatkowych założeniach, a mianowicie:

¹⁾ Dla płaskiego układu przewodów w linii (p. 4.2.2).

²⁾ Rozkłady prędkości wiatru dla stref klimatycznych podano w tabl. A.2.

- przyjmuje się dane (długość, ciężar itd.) dla łańcucha izolatorów przeznaczonych do III strefy zabrudzeniowej,
- przyjmuje się zaokrąglone (zwiększone) wartości L_{\min} [149, 152].

Jest to równoznaczne z wprowadzeniem dodatkowych współczynników bezpieczeństwa, w związku z czym można w wielu przypadkach obniżyć okres powrotu prędkości V_0 przy zachowaniu tego samego ryzyka przeskoku (krzywe przerywane na rys. 4.9).



Rys. 4.9. Roczne ryzyko przeskoku do konstrukcji słupa przy napięciu roboczym w funkcji okresu powrotu obliczeniowej prędkości wiatru (obj. w tekście), dla odcinka linii o długości 100 km

Fig. 4.9. Yearly risk of flashover to tower construction during normal operating conditions as a function of return period of design velocity, for 100 km line sector (explanation in the text)

Podobne zasady wymiarowania można sformułować dla odstępów międzyfazowych w środku przęsła, przy czym decydujący wpływ na ryzyko przeskoku ma w tym przypadku rozkład prawdopodobieństwa prędkości zastępczej $V_{z,1}$ oraz rozkład prawdopodobieństwa maksymalnego kąta ΔT .

5. WNIOSKI. KIERUNKI DALESZYCH BADAŃ

W pracy sformułowano probabilistyczne podstawy wymiarowania linii napowietrznych w zakresie obciążeń zewnętrznych w szerokim ujęciu techniczno-ekonomicznym. Pozwalają one na ocenę niezawodności elementów oraz określenie uzasadnionych wymagań w tym zakresie, co warunkuje poprawną koordynację wytrzymałości mechanicznej - a w pewnym zakresie także koordynację wytrzymałości elektrycznej - głównych elementów konstrukcyjnych linii. Ogólne wnioski związane z pracą są następujące:

1. Przeprowadzona synteza porządkuje problematykę obciążeń i wychyleń elementów linii, wprowadzając klasyfikację stanów zagrożenia oraz spójny opis matematyczny. Proponowane metody obliczeniowe umożliwiają wyznaczenie rozkładów prawdopodobieństwa obciążeń i wychyleń dla linii przesyłowych - w zależności od warunków klimatycznych i ukształtowania terenu na trasie linii oraz charakterystycznych cech konstrukcyjnych linii.

2. Maksymalne roczne obciążenia elementów linii związane z oddziaływaniem czynników atmosferycznych (wiatru, oblodzenia i temperatury) można w przybliżeniu opisywać rozkładami logarytmo-normalnymi w zakresie skrajnie dużych obciążeń. Stwarza to podstawę dla prostego i jednolitego określenia ryzyka uszkodzenia, ekonomicznie uzasadnionego poziomu niezawodności oraz zasad wymiarowania elementów.

3. Koordynacja wytrzymałości elementów linii dla obciążeń zewnętrznych, wyrażająca się m.in. w pożądanej sekwencji (w sensie probabilistycznym) uszkodzeń elementów, wynika bezpośrednio z optymalizacji ryzyka uszkodzenia pierwotnego elementów. Wymiarowanie niektórych elementów na obciążenia zakłóceniami ma uzasadnienie jedynie w przypadku uszkodzeń pierwotnych nie związanych (lub słabo związanych) z działaniem obciążeń zewnętrznych oraz po wyczerpaniu innych środków ograniczających zakres uszkodzeń wtórnych.

4. Probabilistyczne ujęcie obciążeń zewnętrznych oraz uzasadnione wymagania niezawodnościowe - a także badania nośności (wytrzymałości) elementów w stacjach prób - pozwalają na uściślenie zasad wymiarowania elementów linii metodą stanów granicznych. Znajduje to praktyczny wyraz w zróżnicowaniu częściowych współczynników bezpieczeństwa dla różnych obciążeń, różnych elementów oraz różnych linii przesyłowych.

5. Przyjmując za podstawę skoordynowane w laboratorium prób wysokonapięciowych doziemne układy izolacyjne słupów przelotowych z łańcuchami pionowymi oraz proponowane w pracy modele obliczeniowe ryzyka przeskoku, można

zapewnić koordynację w rzeczywistych warunkach pracy linii. Wymiarowanie odstępów przewodów - słup metoda probabilistyczną stanowi jeden z etapów koordynacji zasad wymiarowania linii dla obciążeń mechanicznych i narażeń elektrycznych.

Rezultatem pracy jest kilka ważnych praktycznych wyników badań:

- (i) Pełna charakterystyka obciążenia wiatrem elementów linii obejmująca:
 - rozkład przestrzenny maksymalnych prędkości wiatru w Polsce (w tym rozkłady prawdopodobieństwa dla stacji i stref klimatycznych),
 - współczynniki działania porywów wiatru dla przewodów i słupów,
 - współczynniki ekspozycji dla różnych terenów.Przedstawione ujęcie wykorzystano w projekcie nowelizacji normy PN-75/E-05100 [151]. Może ono być pomocne w takich sytuacjach jak projektowanie niektórych ważnych linii (np. 750 kV) i długich przeseł skrzyżowaniowych, przebudowa linii itp.
- (ii) Zasady opracowania wyników badań oblodzenia (prowadzonych w wytypowanych stacjach IMGW) z punktu widzenia potrzeb projektowania linii.
- (iii) Proste kryterium optymalizacji ryzyka uszkodzenia elementów linii, wraz z szeregiem przykładów zastosowań oraz określeniem:
 - współczynników zmienności obciążeń,
 - zależności kosztu elementów od ich nośności.
- (iv) Propozycje sposobów wyznaczenia współczynników obciążenia i współczynników redukcyjnych obciążeń (dla obciążeń wieloźródłowych).
- (v) Obliczeniowe prędkości wiatru dla wymiarowania odstępów przewodu do konstrukcji ze względu na przepięcia łączeniowe, przepięcia atmosferyczne i napięcie robocze (syntetyczne zalecenia zawarto w opracowaniu [152]).

Praca nie wyczerpuje szerokiej problematyki wymiarowania linii napowietrznych na obciążenia zewnętrzne. Uzasadnione wydaje się kontynuowanie lub rozszerzenie zakresu badań dotyczących:

- rozkładu prawdopodobieństwa masy oblodzenia i obciążenia wiatrem przy oblodzeniu (w oparciu o prowadzone badania),
- stref i rejonów występowania zwiększonego oblodzenia i zwiększonego obciążenia wiatrem przy oblodzeniu (m.in. w oparciu o informacje służb eksploatacyjnych RE i ZE oraz statystyki uszkodzeń elementów sieciowych),
- skutków techniczno-ekonomicznych uszkodzeń elementów linii przy ekstremalnych obciążeniach zewnętrznych,
- nośności słupów i fundamentów (w tym wpływ przemieszczeń fundamentów na nośność słupów, wpływ charakteru i czasu działania obciążeń na nośność fundamentów, stochastyczne zmiany nośności fundamentów w funkcji nawodnienia gruntu i okresu eksploatacji),

- wytrzymałości mechanicznej izolatorów i osprzętu z uwzględnieniem procesów starzeniowych,
- koordynacji zasad wymiarowania izolacji doziemnej i międzyfazowej linii.

Duża część rozważań zawartych w pracy ma charakter ogólny i nie dotyczy wyłącznie linii o napięciu znamionowym od 110 kV wzwyż, jakkolwiek są one głównym przedmiotem analizy. Celowe wydaje się rozszerzenie zakresu badań wg przedstawionej metodyki na linie średniego napięcia (m.in. ze względu na ich dużą awaryjność oraz duży wpływ na ciągłość zasilania odbiorców), z uwzględnieniem ich specyficznych cech konstrukcyjnych.

Należy podkreślić, że koncepcje zawarte w pracy mają bardziej ogólne znaczenie w elektroenergetyce; istnieje np. możliwość ich wykorzystania dla koordynacji w ujęciu probabilistycznym wymiarowania elementów rozdzielni napowietrznych. Również w samych liniach napowietrznych koordynacja musi obejmować, oprócz wytrzymałości mechanicznej elementów i wytrzymałości elektrycznej zmiennych odstępów powietrznych, także problemy obciążalności długotrwałej i zwarciowej, problemy zagrożenia porażeniowego itp.

LITERATURA

KSIAŻKI I MONOGRAFIE

1. Aleksandrow G.N., Iwanow W.L., Kizewetter W.E.: Elektrizieskaja procznost narużnoj wysokowoltnoj izolacji. Energijskaja, Leningrad 1969.
2. Artiemiew E.E., Tichodiejew N.N., Szur S.S.: Koordinacija izolacji linii elektropieriedaczi. Energijskaja, Moskwa 1966.
3. Bojarski W.W.: Wprowadzenie do oceny niezawodności działania układów technicznych. PWN, Warszawa 1967.
4. Flaga A.: Analiza wzdłużnego, poprzecznego i skrotnego oddziaływania wiatru na smukłe budowle inżynierskie w ujęciu stochastycznym. Pol. Krakowska, Monografia 22, Kraków 1983.
5. Gacek Z.: Niezawodność izolacji linii napowietrznych wysokiego napięcia na terenach przemysłowych. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Gliwice, Elektryka 1980, z. 67.
6. Gumbel E.: Statistika ekstremalnych znaczenij. Mir, Moskwa 1965.
7. Harris R.I.: The nature of the wind. Modern design of wind-sensitive structures. CIRIA, London 1971.
8. Jaczewski M.: Koordynacja izolacji. PAN: Postępy techniki wysokich napięć, z. 6, PWN, Warszawa 1966.
9. Kosztaluk R.: Izolacja sieci skrajnie wysokich napięć. Pr. Inst. Energetyki, z. 3, Warszawa 1975.
10. Mańczak K.: Technika planowania eksperymentu. WNT, Warszawa 1976.
11. Mazin I.P.: Fiziczieskije osnovy obledienienija samoletow. Gidromieteoizdat, Moskwa 1957.
12. Mendera Z.: Zagadnienia stanów granicznych konstrukcji stalowych Bud. Lądowe, z. 33, Pol. Krakowska, Zesz. Nauk. nr 7, Kraków 1969.
13. Murzewski J.: Bezpieczeństwo konstrukcji budowlanych. Arkady, Warszawa 1970.
14. Praca zbiorowa: Losowe obciążenia i nośność konstrukcji. Ossolineum, 1979.
 - 14a. Rozdział 4. N.C. Lind: Probability-based structural code design.
 - 14b. Rozdział 5. Z. Mendera: Probabilistyczne teorie obciążeń budowli.
 - 14c. Rozdział 6. J. Murzewski: Użyteczność i nośność losowa konstrukcji.
15. Praca zbiorowa: Napowietrzne linie elektroenergetyczne wysokiego napięcia. WNT, Warszawa 1973.
16. Razewig D.W.: Atmosfiernyje pierienaprżażenija na liniach elektropieriedaczi. Gosenergoizdat, Moskwa 1959.
17. Sobczyk K.: Metody dynamiki statystycznej. PWN, Warszawa 1973.
18. Wentcel E.S.: Teorija wierojatnostiej. Nauka, Moskwa 1969.
19. Żurański J.A.: Obciążenia wiatrem budowli i konstrukcji. Arkady, Warszawa 1978.

ARTYKUŁY I REFERATY

20. Aleksandrow G.N., Łyskow J.I., Riedkow B.N.: Elektrizieskaja procznost wozdusznogo promieżutka mieźdu prowodom i oporoj pri kommutacionnych pierienaprżażenijach. Elektrizestwo 1972, nr 5.
21. Ang A.H-S., Cornell C.A.: Reliability bases of structural safety and design. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 100, 1974, No ST9.
22. Armitt J. i in.: Calculation of wind loadings on components of overhead lines. Proc. IEE, v. 122, November 1975.
23. Bekmetiew R.M., Szirinskich N.W.: Wybor optimalnoj nadiożnosti linii elektropieriedaczi pri wozdiejstwii wietrowych nagruzok. Probl. obszcz. enierg. i jedin. enierg. sistiemy 1972, wyp. 6.
24. Bietry J., Sacre Ch., Simiu E.: Mean wind profiles and change of terrain roughness. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 104, 1978, No ST10.
25. Birjulin A.P., Burgsdorf W.W., Machlin B.J.: Wietrowyje nagruzki wozdusznnych linii. El. Stancii 1960, nr 8.
26. Bogdańska B., Rajwa P.: Badania oblodzenia przewodów elektroenergetycznych linii napowietrznych. Biul. Tech. "Sieci elektroenergetyczne" 1981, nr 3.
27. Braclawskij S.H.: Obosnowanije rasczotnoj skorosti wietra pri wyborie izolacji wozdusznnych linii swierchwysokogo naprżażenija po kommutacionnym pierienaprżażenijam. Trudy Inst. "Energosetprojekt" 1978, wyp. 13.
28. Bradbury J. i in.: Long-term-creep assesment for overhead-line conductors. Proc. IEE, v. 122, 1975, No 10.
29. Brown G.: Designing EHV lines to a given outage rate simplified techniques. IEEE Trans. PAS 1978, nr 2.
30. Burgsdorf W.W., Muretow N.S.: Rasczotnyje klimaticzeskije usłowija dla wysokowoltnych linii elektropieriedaczi. T. 1. Gołolednyje nagruzki wozdusznnych linii elektropieriedaczi w SSSR. Trudy WNIIE 1960, wyp. 10.
31. Burgsdorf V.V., Nikiphorov E.P., Zelitchenko A.S.: Charge de givre sur les lignes aeriennes. CIGRE 1968, ref. 23-05.
32. Caspar W., Sandreczki A.: Eisablagerungen aus meteorologischer Sicht. ETZ-B 1964, H. 26.
33. Castanheta M.: Dynamic behaviour of overhead power lines subject to the action of the wind. CIGRE 1970, ref. 24-08.
34. Choi C.C.E.: Correlation and spectral functions of atmospheric turbulence. Proc. of the III Int. Conf. on Wind Effects on Buildings and Structures (Proc. WEBS), Tokyo 1971.
35. Chołodow W.W., Popow N.I.: Wlijanije konstruktiwnych paramietrow wozdusznnych linii elektropieriedaczi na wieliczinu gołolednych otłozhenij na prowodach. Trudy GGO 1976, wyp. 379.
36. Ciesielski R., Flaga A.: Dynamiczne obciążenie wiatrem wysokich budowli inżynierskich. Mat. Konf. "Badania doświadczalne konstrukcji", Kraków-Janowice 1977.
37. Cochard A., Dalle B., Fleux R.: Dimensionnement reduit des lignes 400 kV. CIGRE Symposium 22-81, Stockholm 1981.
38. Comellini E., Manuzio C.: Rational determination of design loadings for line towers. CIGRE 1968, ref. 23-08.
39. Davenport A.G.: Gust loading factors. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 93, 1967, No ST3.
40. Davenport A.G.: Gust response factors for transmission line loading. Proc. WEBS, Fort Collins 1979.
41. Davenport A.G.: Note on the distribution of the largest value of a random function with application to gust loading. Proc. Instn Civ. Engrs, v. 28, June 1964.

42. Davenport A.G.: The application of statistical concepts to the wind loading of structures. Proc. Instn Civ. Engrs, v. 19, August 1961.
43. Davenport A.G.: The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. Quart. J. Roy. Meteor. Soc., v. 87, April 1961.
44. Di Gioia A.M., Pohiman J.C., Ralston P.: A new method for determining the structural reliability of transmission lines. CIGRE 1982, ref. 22-08.
45. Dubanton C., Le Roy G.: Research into a practical method to determine the probability of failure of an EHV transmission line. IEEE Trans. PAS 1975, nr 6.
46. Duchêne-Marullaz P.: Effect on high roughness on the characteristics of turbulence in cases of strong winds, Proc. WEBS, Fort Collins 1979.
47. Duchêne-Marullaz P.: Full-scale measurements of atmospheric turbulence in a suburban area. Proc. WEBS, Heathrow 1975.
48. Durst C.S.: Wind speeds over short periods of time. Meteor. Mag., v. 89, July 1960.
49. Elovaara J.: Risk of failure determination of overhead line phase-to-earth insulation under switching surges. Electra 1978, nr 56.
50. Ervik M., Hasler A., Schjetne K.: Design loads and line security. CIGRE Sienna (Italy) Colloquium, 15-22 September 1979.
51. Fecko Š i in.: Investigation of combined stress by icing and wind in Czechoslovakia. CIGRE 1976, ref. 22-02.
52. Fecko Š., Žiaran J.: Kombinované namáhanie namraza-vietor na elektrických vedeniach. Energetika 1974, nr 9.
53. Frandsen A.G., Jull P.H.: Cascade of tower collapses. Design criteria. CIGRE 1976, ref. 22-10.
54. Gallet G., Hutzler B., Riu J.: Analysis of the switching impulse strength of phase-to-phase air gaps. IEEE Trans. PAS 1978, nr 2.
55. Ghannoum E.: Probabilistic design of transmission lines. Part I: Probability calculation and structural reliability. Part II: Design criteria corresponding to a target reliability. IEEE Trans. PAS 1983, nr 9.
56. Głuchow W.G., Mytariew M.N.: Rasczot intensiwnosti obledienienija wysotnych sooruzenij pri wypadenii pierieochładziennych osadkow. Trudy GGO 1976, wyp. 379.
57. Głuchow W.G.: Ob intensiwnosti obledienienija prowodow raznogo diametra. Trudy GGO 1973, wyp. 303.
58. Głuchow W.G.: Wlijanije razmierow i formy konstruktivnych dietalej sooruzenij na wieliczinu gołodnych nagruzok. Trudy GGO 1975, wyp. 334.
59. Golikova T.N.: Aerodinamiczeskije charakteristiki prowodow pokrytych gołodom. Trudy GGO 1976, wyp. 379.
60. Golikova T.N., Nikiforov E.P., Saruchanov G.M.: Determining icing and wind loads on overhead lines. CIGRE, Sienna (Italy) Colloquium, 15-22 September 1979.
61. Goodwin E.J. i in.: Probabilistic loads proposed for a 500 kV transmission line. CIGRE, Sienna (Italy) Colloquium, 15-22 September 1979.
62. Goodwin E.J., Mozer J.D., Di Gioia A.M.: Transmission structure design utilizing probability - based load and resistance factor design. IEEE Trans. PAS 1983, nr 6.
63. Govers A.: On the impact of uni-directional forces on high voltage towers following conductor breakage. CIGRE 1970, ref. 22-03.
64. Hino M.: Spectrum of gusty wind. Proc. WEBS, Tokyo 1971.
65. IEEE Working Group on Switching Surges: Switching surges: Part IV-Control and reduction on AC transmission lines. IEEE Trans. PAS 1982, nr 8.

66. Ishizaki H.: Effects of wind pressure fluctuations on structures. Proc. WEBS, Ottawa 1967.
67. Kiessling F., Ranke K.: Beanspruchung von Freileitungen durch extreme Wind- und Eislasten. Elektrizitätswirtschaft 1980, H. 19.
68. König G., Zilch K.: Zur Windwirkung auf Gebäude. Beton- und Stahlbetonbau 1972, H. 2.
69. Kučera J.: Statistická koordinace hladin vnější izolace v soustavach 220 a 400 kV při spinacích přepětech. Energetika 1968, nr 4.
70. Lewinsztejn M.L., Szczegłow N.W.: Koordinacja fazowej i międzofazowej wnieśniej izolacji podstancij wysszych klasow naprjażenija. Trudy SibNIIIE 1976, wyp. 31.
71. Lewinsztejn M.L., Szczegłow N.W.: Zakony raspriedielenija kommutacionnych pierienaprjaženij i wierojatnosti pieriekrytija izolacii linii pieriedaczi, zaszciszczennoj razriadnikami. Trudy SibNIIIE 1976, wyp. 31.
72. Lind N.C.: Consistent partial safety factors. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 97, 1971, No ST6.
73. Lisowski J., Wyszogrodzki Z.: Problemy drgań przewodów w elektroenergetycznych liniach 110-750 kV. Energetyka 1984, nr 4.
74. Mackey S., Ko P.K.L.: Spatial configuration of gusts. Proc. WEBS, Heathrow 1975.
75. Malinowski J.: Uszkodzenia linii 400 kV spowodowane sadzią. Biul. Tech. "Sieci elektroenergetyczne" 1981, nr 3.
76. Malinowski J.: Wybór optymalnego naprężenia w przewodach w zależności od ilości słupów mocnych w napowietrznych liniach 400 kV. Biul. Tech. "Sieci elektroenergetyczne" 1976, nr 4.
77. Malinowski J., Żmuda K.: Tower clearances for a 750 kV transmission line. CIGRE Symposium 22-81, Stockholm 1981, ref. 220-06.
78. Manuzio C., Paris L.: Statistical determination of wind loading effects on overhead line conductors. CIGRE 1964, ref. 231.
79. Martini L.: Wyznaczanie ciężaru słupów kratowych na podstawie parametrów kształtu i obciążenia. Rozprawy Inżynierskie 1963, z. 2.
80. Martini L.: Zniszczenie kilkunastu słupów linii 400 kV wywołane oblodzeniem przewodów w świetle badań konstrukcji rozwidlonych. Energetyka 1983, nr 8.
81. Mazanek Z.: Zależność między parametrami projektowymi i montażowymi przewodów roboczych w sekcjach odciągowych linii elektroenergetycznych określona metodą zluźnień względnych. Biul. Tech. "Sieci elektroenergetyczne" 1976, nr 4.
82. Menemenlis C.: Statistical evaluation of phase-to-phase risk of failure. IEEE Trans. PAS 1981, nr 2.
83. Mikulski J., Grabowska J.: Badania wytrzymałości elektrycznej układów izolacyjnych słupów linii 110 i 220 kV. Energetyka 1977, nr 3.
84. Moreau M., Dalle B., Rigoët P.: Design of overhead lines in view of avoiding cascades use of controlled sliding suspension clamps. CIGRE 1978, ref. 22-08.
85. Mozer J.D., Wood W.A., Hribar J.A.: Broken wire tests on a model transmission line system. IEEE Trans. PAS 1981, nr 3.
86. Nartowski Z.: Współczynniki bezpieczeństwa w projektowaniu elementów sieci przesyłowych. Mat. Konf. Nauk.-Techn. "Ciągłość zasilania z systemów elektroenergetycznych" t. III, Gliwice 13-14 październik 1977.
87. Nikiforow E.P., Saruchanow G.M.: Faktory, opriedielajuszczije gołodnyje nagruzki na prowoda WL. Trudy WNIIE 1975, wyp. 48.
88. Olejnikowa N.A.: Płotnost gołodno-izmoroziewych otłozenij na tieritorii Ukrainy. Trudy GGO 1974, wyp. 333.

89. Podriezow G.A.: Wlįjanie zakręciwanija, diametra i wysoty podwiesia (przewodów na gołolodnyje otłozhenija w gornych rajonach. Trudy GGO 1976, wyp. 379.
90. Pohlman J.C., Landers P.: Present state-of-the-art of transmission line icing. IEEE Trans. PAS 1982, nr 8.
91. Popczyk J., Szymik F., Żmuda K.: Warunki atmosferyczne a niezawodność rozległych sieci napowietrznych. Mat. Konf. Nauk.-Techn. "Ciągłość zasilania z systemów elektroenergetycznych" t. I, Gliwice 13-14 październik 1977.
92. Popczyk J. i in.: Evaluation of the probabilistic characteristics of conductor sag of an HV overhead lines due to service and faults currents. CIGRE 1986, ref. 22-14.
93. Ravindra M.K., Galambos T.V.: Load and resistance factor design for steel. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 104, 1978, No ST9.
94. Rier W.: Nebelfrostablagerungen als Zusatzlast für Freileitungen. ETZ-A 1955, H. 8.
95. Sadowski M.: Obłodzenie przewodów w Polsce. Prace PIHM 1965, z. 87.
96. Sfintesco D., Wyatt T.A.: A proposed European code of practice: current work of the ECCS towards specification of the effect of wind on structures. Proc. WEBS, Heathrow 1975.
97. Shih C.H. i in.: The effect of metal oxide arresters on switching over-voltages on EHV system. CIGRE 1982, ref. 33-06.
98. Shiotani M., Arai H.: Lateral structures of gusts in high winds. Proc. WEBS, Ottawa 1967.
99. Shiotani M., Iwatani Y.: Correlations of wind velocities in relation to the gusts loadings. Proc. WEBS, Tokyo 1971.
100. Shiotani M., Iwatani Y.: Gust structures over flat terrains and their modification by a barrier. Proc. WEBS, Fort Collins 1979.
101. Simiu E., Changery M.J., Filliben J.J.: Extreme wind speeds at 129 airport stations. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 106, 1980, No ST4.
102. Stępniewski T.: Aktualne zagadnienia koordynacji izolacji urządzeń wysokonapięciowych jako środka zapewnienia niezawodności izolacji. Mat. Konf. Nauk. "Ciągłość zasilania z systemów elektroenergetycznych" t. III, Gliwice 13-14 październik 1977.
103. Bzwier C.A.: Powtorajemost skorostiej wietra pri obledienienii przewodow. Trudy GGO 1969, wyp. 246.
104. Szpor S., Furdal A.: Wiatry w czasie burz. Arch. Elektrotechniki 1971, z. 2.
105. Szymik F., Żmuda K.: Niektóre zagadnienia kształtowania elementów linii napowietrznej z punktu widzenia ich niezawodności. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Gliwice, Elektryka 1973, z. 37.
106. Task Force 03 "Switching Impulses" of WG03 "High Voltage Testing and Measuring Techniques" of CIGRE SC33 "Overvoltages and Insulation Coordination" (L. Thione): Evaluation of the switching impulse strength of external insulation. Electra 1984, nr 94.
107. Tedesco P.A. i in.: Loading and strength of transmission line systems Part 2. Designing for wind loads. IEEE PES Winter Meeting, New York 1977, paper A.77.229-8.
108. Tedesco P.A. i in.: Loading and strength of transmission line systems. Part 5. Considerations in designing for secondary and post failure loads. IEEE PES Winter Meeting, New York 1977, paper A.77.232-2.
109. Thom H.C.S.: New distributions of extreme winds in the United States. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 94, 1968, No ST7.
110. Tsujimoto K. i in.: Investigation of conductor swinging by wind and its application for design of compact transmission line. IEEE Trans. PAS 1982, nr 11.

111. Vellozzi J., Cohen E.: Gust response factors. Proc. ASCE, J. Str. Div., v. 94, 1968, No ST6.
112. Wood A.B., Mc Lellan M.: Transmission line design- the ultimate load concept. CIGRE 1982, ref. 22-01.
113. Zawarina M.W., Arnautow P.K.: Koefficienty pieriesczota gołolodnych nagruzok. Trudy GGO 1973, wyp. 303.
114. Zawarina M.W., Głuchow W.G.: O priwiedieni dannyh gołolodnogo stanka k raboczym urowniam linii elektropieriedaczi. Trudy GGO 1974, wyp. 333.
115. Żiaran J.: Wpływ średnicy przewodu na grubość ścianki obłodzenia. Biul. Techn. "Sieci elektroenergetyczne" 1980, nr 2.
116. Żmuda K.: Kaskadowe uszkodzenia słupów stalowych w liniach wysokiego napięcia. Zesz. Nauk. Pol. Śl. Gliwice, Elektryka 1981, z. 76.
117. Żmuda K.: Obciążenia wiatrowe w projektowaniu słupów linii wysokiego napięcia. Biul. Techn. "Sieci elektroenergetyczne" 1976, nr 1.
118. Żmuda K.: Wybór obliczeniowej prędkości wiatru dla linii wysokiego napięcia. Prace IESU Pol. Śl., Gliwice 1976.
119. Żurański J.A.: Analiza charakterystycznych prędkości wiatru w Polsce. Mat. Konf. Nauk. Kom. Inż. Łąd. i Wod. PAN i Kom. Nauki PZITB, Krynica 1978.

NORMY, ZALECENIA I KATALOGI

120. Album kart informacyjnych projektów typizacyjnych. BSiPE Energoprojekt, Kraków 1976.
121. Atlas klimatyczny Polski. Część tabelaryczna. Zeszyt 1. Wiatr. Wartości średnie miesięczne i roczne prędkości i kierunków. PIHM, Warszawa 1971.
122. ČSN 341100. Elektricka venkovni vedeni.
123. IEC Standards, Publication 71-1: Insulation coordination. Part. 1: Terms and definitions, 6th edition, 1976.
124. IEC TC11: Overhead line tower loadings. First part. Wind loadings. 11 (Central Office) 10, 1982.
125. IEC TC11: Recommendations for clearances on overhead lines. Vertical clearances. 11 (Secretariat) 31, 1980.
126. IEC TC11: Recommendations for overhead lines. Draft-Loading and strength of overhead transmission lines. 11 (Secretariat) 37, February 1984.
127. IEC TC11: Recommendations for overhead lines. Draft-Overhead line tower loadings. Part 2-Ice loadings. 11 (Central Office) 17, July 1982.
128. IEC TC11: Recommendations for overhead lines. Draft-Special loadings. 11 (Secretariat) 22, May 1978.
129. ISO 2394-73. General principles for verification of the safety of structures.
130. PN-77/B-02011. Obciążenia w obliczeniach statycznych. Obciążenia wiatrem.
131. PN-76/B-03001. Konstrukcje i podłoża budowli. Ogólne zasady obliczeń.
132. PN-84/B-03205. Elektroenergetyczne linie napowietrzne. Stalowe konstrukcje wsporcze. Obliczenia statyczne i wymiarowanie.
133. PN-80/B-03322. Elektroenergetyczne linie napowietrzne. Fundamenty konstrukcji wsporczych. Obliczenia statyczne.
134. PN-75/E-05400. Elektroenergetyczne linie napowietrzne. Projektowanie i budowa.

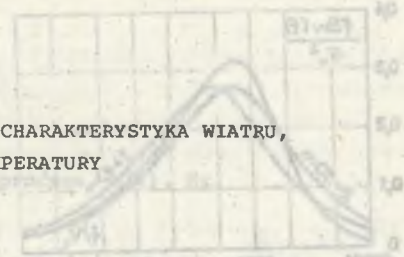
- 135. Prawiła ustrojstwa elektroustanowok. Razdzieł II. Kanalizacja elektroenergii (Gława II-5. Wozdusznyje linii elektropriedaczi naprjażenijem wysze 1000 V). Atomizdat, Moskwa 1978.
- 136. Rukowodiczieskiye ukazaniya po zaszcztitu ot wnutriennych i grozowych pierienapraženij sietiej 3-750 kV. Trudy NIIPT 1975, wyp. 21-22.

OPRACOWANIA NIE PUBLIKOWANE

- 137. Bogdańska B. i in.: Pomiary obciążeń sadyowych. Opracowanie wyników cyklu pomiarowego 1976-80. IMGW, Warszawa 1980.
- 138. Leavengood D.C., Smith T.B.: Studies of transmission line icing. Meteorology Research, Inc., Altadena (USA) 1968.
- 139. Lorenc K.: Charakterystyki wiatru dla potrzeb nowelizacji elektroenergetycznej normy PN-75/E-05100. IMGW, Warszawa 1982.
- 140. Lorenc H. i in.: Charakterystyka wskaźników klimatologicznych do określenia obciążeń termiczno-wiatrowych na ściany i dachy budynków. IMGW, Warszawa 1977.
- 141. Macejko J.: Modele statystyczno-probabilistyczne zmian temperatury przewodów roboczych linii napowietrznych. Praca doktorska, Pol. Śl., Gliwice 1983.
- 142. Mikulski J., Grabowska I.: [Badania] wytrzymałości elektrycznej układów izolacyjnych słupów linii 220-400 kV. Podsumowanie wyników badań wykonanych w latach 1976-1980. Instytut Energetyki, Warszawa 1980.
- 143. Paradinas J.C.: Risk of failure of an overhead electric line with reference to wind loading. CIGRE SC22, 22-76 (WGO6)01, 1976.
- 144. Pomiary obciążeń sadyowych. Opracowanie wyników pomiarów oblodzenia w sezonach 1976/77...1982/83 (7 tomów). IMGW, Warszawa 1977...1983.
- 145. White H.B.: Some concepts of transmission line security. CIGRE SC22, 22-72(SC)05, 1972.
- 146. Working Group 06 "Line security": Guide for analysis of failure data of overhead lines. CIGRE SC22, 22-81(WGO6)10, 1980.
- 147. Żmuda K., Macejko J.: Opracowanie programów na EMC Odra serii 1300 do oceny skuteczności ochrony odgromowej linii. IESU Pol. Śl., Gliwice 1979.
- 148. Żmuda K.: Nowelizacja normy PN-75/E-05100. Opracowanie redakcyjne rozdz. 10 (Ochrona odgromowa). IESU Pol. Śl., Gliwice 1984.
- 149. Żmuda K.: Nowe zasady wymiarowania odstępów izolacyjnych przewodów (osprzęt) - konstrukcja słupa w liniach 110-750 kV z uwzględnieniem wychyleń przewodu pod wpływem wiatru. IESU Pol. Śl., Gliwice 1979.
- 150. Żmuda K.: Obciążenia wiatrowe elektroenergetycznych linii napowietrznych i ich wpływ na niezawodność konstrukcji wsporczych. Praca doktorska, Pol. Śl., Gliwice 1975.
- 151. Żmuda K.: Opracowanie drugiej wersji projektu wniosku na nowelizację normy PN-75/E-05100 w zakresie obciążenia wiatrem. IESU Pol. Śl., Gliwice 1982.
- 152. Żmuda K.: Opracowanie drugiej wersji projektu wniosku na nowelizację normy PN-75/E-05100 w zakresie odstępów izolacyjnych na słupie. IESU Pol. Śl., Gliwice 1981.

ANEKS A

STATYSTYCZNO-PROBABILISTYCZNA CHARAKTERYSTYKA WIATRU, OBLODZENIA I TEMPERATURY



A.1. WIATR

A.1.1. Właściwości porywów wiatru w czasie

Prędkość wiatru w turbulentnym strumieniu powietrza tworzy wektorowe pole losowe czasowo-przestrzenne [17, 19]. Powszechnie akceptowany jest warunek stacjonarności w czasie tego pola w ograniczonym przedziale czasowym, szacowanym na co najmniej 1 godzinę. Jednocześnie pole to może być uważane za w przybliżeniu jednorodne [17] na płaszczyźnie poziomej, nie jest natomiast jednorodne w pionie [150]. Poza tym powszechnie przyjmuje się, że pole to jest gaussowskie.

Wektor prędkości wiatru można rozłożyć na wektor prędkości średniej oraz wektor prędkości pulsacyjnej. Wektor prędkości pulsacyjnej zawiera trzy składowe (podłużną, poprzeczną i pionową [19]), z których największą wariancję i największe znaczenie praktyczne ma składowa podłużna, współdziałająca z wektorem prędkości średniej. Pomijając składową poprzeczną i pionową pulsacji otrzymuje się więc faktycznie pole losowe skalarne [17], w którym prędkość wiatru w określonym punkcie przestrzeni jest algebraiczną sumą prędkości średniej V oraz prędkości pulsacyjnej $v(t)$ (składowej podłużnej).

Pełny opis struktury czasowej wiatru w określonym punkcie daje funkcja autokorelacyjna $K_v(\tau)$ lub gęstość widmowa $S_v(f)$ [19]. Na podstawie analizy ok. 70 widm Davenport [43] wykazał, że widmo prędkości pulsacyjnej może być przedstawione w postaci unormowanej jako:

$$\frac{f S_v(f)}{\sigma_v^2} = \frac{2}{3} \cdot \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}}; \quad x = \frac{Lf}{V_1} \tag{A.1}$$

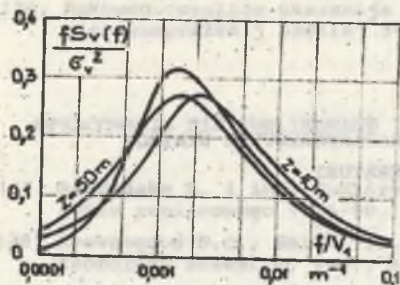
gdzie:

f - częstotliwość porywów, Hz,

$\sigma_v^2 = \int_0^{\infty} S_v(f) df$ - wariancja prędkości pulsacyjnej, $(m/s)^2$,

V_1 - średnia prędkość na wysokości 10 m, m/s.

Davenport przyjął stałą wartość długości charakterystycznej $L = 1200$ m, wobec czego widmo (A. 1) nie zależy od wysokości.



Rys. A.1. Porównanie widma Davenporta z widmem Hino (podanym dla poziomu 10 m i 50 m)

Fig. A.1. Comparing Davenport's wind spectrum to Hino's wind spectrum (given for level 10 m and 50 m)

Jak wynika z innych badań, m.in. [43, 47, 100], wpływ wysokości nie jest zbyt duży. Dla ilustracji na rys. A.1 dokonano porównania widma Davenporta z widmem Hino [64]:

$$\frac{f S_v(f)}{\sigma_v^2} = 0,475 \frac{x}{(1+x^2)^{5/6}}, \quad (A.2)$$

zależnym od wysokości. Długość charakterystyczną L w widmie Hino na podstawie badań japońskich [100] przyjęto równą:

$$L = 204 z^{0,42} \left(\frac{10}{z}\right)^{0,8}. \quad (A.3)$$

Porównania innych widm (Harrisa, Simiu i Kaimala) z widmem (A.1) dokonano w pracy [36]. W pracy [68] skonfrontowano widmo (A.1) z wynikami badań niemieckich. W obu przypadkach stwierdzono, że widmo Davenporta jest wystarczająco dokładne dla większości problemów konstrukcyjnych.

Wariancja pulsacji prędkości może być w przybliżeniu obliczona ze wzoru podanego przez Davenporta [43]:

$$\sigma_v^2 = 6 K V_1^2. \quad (A.4)$$

Współczynnik chropowatości podłoża K wynosi od ok. 0,0015 dla otwartego morza do ok. 0,050 dla dużego miasta. Typowa wartość K przyjmowana dla terenu otwartego z nielicznymi przeszkodami wynosi 0,005. Współczynnik K jest zależny od parametru chropowatości z_0 [19]. Dla terenów o niezbyt dużej chropowatości ($K \ll 0,015$) można podać następujący związek między K i z_0 :

$$K = 1 / (2,5 \ln \frac{10}{z_0})^2. \quad (A.5)$$

Znając widmo prędkości pulsacyjnej $v(t)$ można wyznaczyć rozkład prawdopodobieństwa maksymalnej prędkości pulsacyjnej v_m w przedziale czasowym $0 \leq t \leq T$ (np. 10-minutowym lub 1-godzinnym). Asymptotyczna dystrybuanta rozkładu, dla dużej liczby szczytów procesu $v(t)$ w przedziale czasowym, ma postać [41]:

$$F(\psi) = \exp[-\psi T \exp(-\psi^2/2)], \quad (A.6)$$

gdzie:

$$\psi = \frac{v_m}{\sigma_v},$$

$$\psi = \frac{G'_v}{2\pi \sigma_v} - \text{częstotliwość efektywna procesu } v(t), \text{ Hz,}$$

$$G'_v{}^2 = (2\pi)^2 \int_0^\infty f^2 S_v(f) df - \text{wariancja pierwszej pochodnej procesu } v(t).$$

Przybliżona wartość oczekiwana i odchylenie standardowe zmiennej ψ wynoszą [41]:

$$\bar{\psi} = \sqrt{2 \ln \psi T} + \frac{0,5772}{\sqrt{2 \ln \psi T}}, \quad (A.7)$$

$$\sigma_\psi = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \cdot \frac{1}{\sqrt{2 \ln \psi T}}. \quad (A.8)$$

Kwantyl zmiennej losowej ψ na poziomie prawdopodobieństwa $P = F(\psi_p)$ wynosi:

$$\psi_p = \sqrt{2 \ln \psi T - 2 \ln \ln \frac{1}{P}}. \quad (A.9)$$

Inne metody wyznaczenia rozkładu zmiennej ψ przedstawiono w pracy [150].

Jak łatwo stwierdzić [150], widmo (A.1) odpowiada nieróżniczkowalnemu procesowi stochastycznemu. W praktyce nie ma to istotnego znaczenia, ponieważ proces ten, podawany na wejście różnych układów dynamicznych (przewód linii, konstrukcja wsporcza), daje na wyjściu różniczkowalny proces stochastyczny odpowiedzi układu.

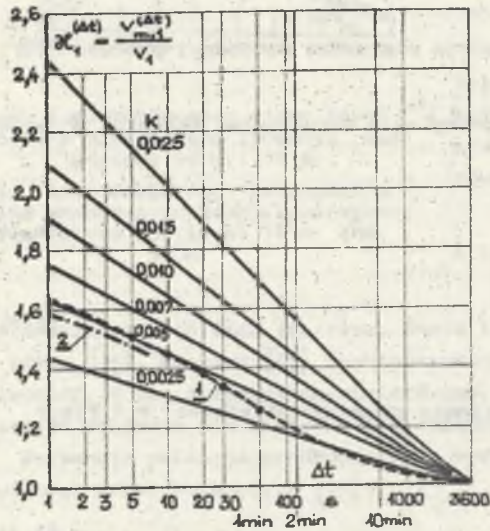
Podobnie jest w przypadku uśredniania pulsacji prędkości, występującym w przyrządzie pomiarowym. Ocenia się, że stosowane obecnie w Polsce anemometry M-47 powodują uśrednienie prędkości z czasem ok. 2s. Gęstość widmowa pulsacji prędkości uśrednionych z czasem Δt wynika ze wzoru [150]:

$$S_v(\Delta t)(f) = S_v(f) \left[\frac{\sin(\pi f \Delta t)}{\pi f \Delta t} \right]^2. \quad (A.10)$$

Współczynnik porywistości wiatru $\kappa(\Delta t)$ określa się jako stosunek maksymalnej w danym przedziale czasowym prędkości wiatru o czasie uśrednienia Δt do prędkości średniej w tym przedziale:

$$\alpha(\Delta t) = \frac{v(\Delta t)}{V} = 1 + \frac{v(\Delta t)}{V} = 1 + \alpha(\Delta t) \frac{\sigma_v(\Delta t)}{V} \quad (A.11)$$

Współczynnik porywistości zależy od czasu uśrednienia oraz od intensywności turbulencji, wyrażonej przez stosunek $\sigma_v(\Delta t)/V$. Intensywność turbulencji maleje ze wzrostem wysokości, rośnie natomiast ze wzrostem stopnia chropowatości podłoża (proporcjonalnie do \sqrt{K}).



Rys. A.2. Współczynnik porywistości na poziomie 10 m dla $T = 3600$ s. Linie ciągłe - na podstawie danych zamieszczonych w [22, 124];

1 - wg [48] dla terenu otwartego (po przeliczeniu na poziom 10 m); 2 - z obliczeń autora dla terenu otwartego ($K = 0,005$)

Fig. A.2. Gust factor at level 10 m for $T = 3600$ s. Full lines - on base data placed in [22, 124];

1 - according to [48] (after reduce to level 10 m) for open terrain, 2 - from author calculation for open terrain ($K = 0,005$)

Wzór logarytmiczny, pozwalający obliczyć średnią prędkość wiatru V na wysokości z , ma postać:

$$V = V_1 \frac{\ln(z/z_0)}{\ln(10/z_0)} \quad (A.12)$$

Wyniki terenowych badań współczynnika porywistości zamieszczono m.in. w pracach [22, 48, 68, 124]. Podstawowe znaczenie mają dane zawarte w zaleceniach IEC [124] oraz artykuły Autorów tych zaleceń [22], stanowiące syntezę danych zebranych z całego świata. W pracy [124] określono współczynnik porywistości dla czterech kategorii terenu. Otrzymane drogą prostych przeliczeń wykresy współczynnika porywistości również dla innych kategorii terenu podano na rys. A.2. Dane powyższe pozostają w zgodzie z danymi Dursta [48] oraz wynikami obliczeń według podanych zależności.

A.1.2. Zależność prędkości wiatru od wysokości i rodzaju podłoża

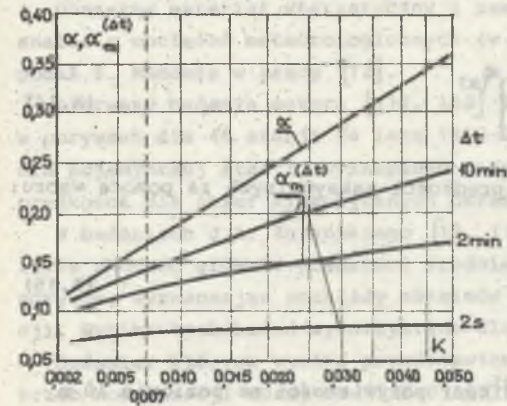
Poniżej wysokości wiatru gradientowego (z_G), w tzw. warstwie tarciowej ruch mas powietrza jest hamowany przez przeszkody terenowe (budynki, drzewa itp.). Zależność prędkości wiatru od wysokości nad terenem jest przedstawiana za pomocą dwóch wzorów, logarytmicznego i potęgowego [19].

Uważa się, że wzór logarytmiczny opisuje zadowalająco profil średnich prędkości wiatru do wysokości 100 m [19].

Wzór potęgowy jest wzorem empirycznym i ma zastosowanie do prędkości średnich i maksymalnych (o dowolnym czasie uśrednienia). Wzór potęgowy w odniesieniu do prędkości maksymalnych ma postać:

$$V_m(\Delta t) = V_{m,1} \left(\frac{z}{10}\right)^{\alpha_m(\Delta t)} \quad (A.13)$$

Analogiczny wzór, z wykładnikiem α , jest słuszny także dla prędkości średnich. Wykładnik $\alpha_m(\Delta t)$ zależy głównie od chropowatości podłoża oraz czasu uśrednienia prędkości (rys. A.3). Wolniejsze obniżanie się prędkości maksymalnych w stosunku do prędkości średniej przy obniżaniu wysokości wynika ze wzrostu stopnia turbulencji wiatru.



Rys. A.3. Zależność wykładnika wzoru potęgowego na profil wiatru od współczynnika chropowatości podłoża oraz czasu uśrednienia prędkości

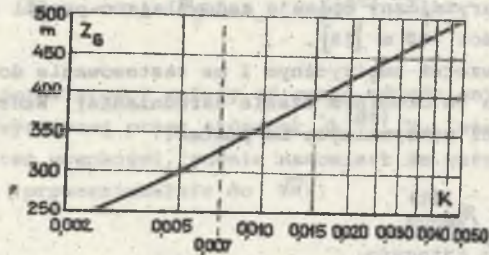
Fig. A.3. Dependence of exponent in the velocity profile equation on surface drag coefficient and averaging time of wind velocity

Przedstawione na rys. A.3 wykresy otrzymał autor z analizy różnych źródeł, głównie [22, 24, 124]. Dla prędkości średnich Davenport podaje [40, 42] nieco większe wartości, natomiast Żurański [19], na podstawie pomiarów własnych i radzieckich, wartości nieco mniejsze. Bardzo zbliżone wartości do podanych na rys. A.3 zawierają źródła amerykańskie [107, 111], a mianowicie: 1/7 - dla terenu otwartego, 1/4,5 - dla terenu za-

drzewionego i podmiejskiego ($K \approx 0,015$) oraz 1/3 - dla centrum dużego miasta ($K \approx 0,050$).

W tych samych warunkach meteorologicznych prędkość wiatru na tym samym poziomie, np. na wysokości 10 m, jest różna w terenach o różnym stopniu chropowatości. Różnica ta jest szczególnie duża dla

prędkości średnich, mniejsza natomiast dla prędkości maksymalnych i maleje w miarę skracania czasu uśrednienia prędkości. Podstawę do wyznaczenia związku między prędkością wiatru i rodzajem podłoża może stanowić wysokość wiatru gradientowego. Przyjmuje się, że powyżej wysokości z_G średnia prędkość wiatru jest identyczna nad różnymi terenami. Na rys. A.4 podano, głównie za Davenportem [40, 42], wartości wysokości wiatru gradientowego. Zbliżone lub identyczne wartości zostały przyjęte w wielu normach, m.in. kanadyjskiej, australijskiej, amerykańskiej oraz polskiej PN-77/B-02011 [19].



Rys. A.4. Zależność wysokości wiatru gradientowego od współczynnika chropowatości podłoża

Fig. A.4. Dependence of gradient height on surface drag coefficient

Prędkość średnią na wysokości 10 m w danym terenie (indeks x) można obliczyć w oparciu o prędkość średnią w terenie przyjętym jako teren odniesienia (indeks p) za pomocą wzoru:

$$v_{1(x)} = v_{1(p)} \left[\frac{z_G(p)}{10} \right]^{\alpha(p)} \left[\frac{10}{z_G(x)} \right]^{\alpha(x)} \quad (A.14)$$

Przeliczeń można także dokonywać dla prędkości maksymalnych za pomocą wzoru:

$$v_{m,1(x)}(\Delta t) = v_{m,1(p)}(\Delta t) \frac{v_{1(x)}}{v_{1(p)}} \cdot \frac{\%_1(x)}{\%_1(p)} \quad (A.15)$$

gdzie $\%_1(x)$ i $\%_1(p)$ są współczynnikami porywistości na poziomie 10 m (rys. A.2).

Inne sposoby przeliczania prędkości przedstawiono w pracach [7, 24]. Dobrze udokumentowana jest szczególnie metoda podana w pracy [24], oparta na wynikach równoczesnych pomiarów wykonanych na lotnisku i w dużym mieście (w Nantes i Londynie). Związek między prędkościami średnimi określono w postaci:

$$v_{1(x)} = h v_{1(p)} \frac{\ln(10/z_o(x))}{\ln(10/z_o(p))} \quad (A.16)$$

Na podstawie danych zamieszczonych w pracy [24] autor niniejszej rozprawy aproksymował współczynnik h przybliżonym wzorem:

$$h \approx \left[\frac{z_o(x)}{z_o(p)} \right]^{0,10} \quad (A.17)$$

Warto zauważyć, że w pracy [40] podano podobną zależność na współczynnik h z wykładnikiem 0,09. Zależności (A.16) i (A.14) dają bardzo zbliżone wyniki.

A.1.3. Badania statystyczne prędkości wiatru w Polsce

Dla wiarygodnego określenia rozkładów prawdopodobieństwa silnych wiatrów potrzebne są wieloletnie pomiary. W Polsce pomiary takie są prowadzone w 62 stacjach meteorologicznych synoptycznych, gdzie co godzinę mierzona jest prędkość średnia 2-minutowa (od 1976 r. prędkość średnia 10-minutowa). Jednocześnie w okresach, gdy występują porywy wiatru¹⁾, mierzona jest prędkość maksymalna w porywach, której czas uśrednienia szacuje się na 2 s.

Analiza danych statystycznych wykazuje, że porywy wiatru występują przy prędkościach średnich od 6 m/s wzwyż, a więc progową wartością porywu wiatru jest prędkość 11 m/s. Porywy wiatru występują prawie wyłącznie przy obojętnej równowadze atmosfery [46, 141], kiedy turbulencja o charakterze mechanicznym nie jest tłumiona przez stratyfikację atmosfery [19].

Obszerny materiał statystyczny i zastosowanie rozkładów asymetrycznych w analizie obciążeń meteorologicznych (w tym maksymalnych prędkości wiatru) podał Z. Mendera w pracy [12].

Pierwsze badania autora [117, 150] dotyczyły maksimów rocznych prędkości w porywach dla 46 stacji za lata 1962-71. Ze względu na małą liczbę danych dla pojedynczej stacji, wyznaczono jedynie wypadkowe (uśrednione) rozkłady prędkości dla stref klimatycznych określonych w normie PN-75/E-05100 [134].

W badaniach J.A. Żurańskiego [19, 119] dla 36 stacji za lata 1967-73 analizie poddano głównie prędkości średnie 2-minutowe w okresie występowania porywów, wyznaczając rozkłady maksimów rocznych oddzielnie dla każdej stacji. Wyniki tych badań wykorzystano dla nowelizacji normy PN/B-02011 [130].

Badania, których wyniki przedstawiono poniżej, zostały wykonane dla potrzeb nowelizacji normy PN-75/E-05100²⁾. Pod uwagę wzięto obserwacje wiatru w okresie występowania porywów dla 44 stacji za lata 1961-75 r. Różne względy (zmiana lokalizacji stacji, błędne lub niepełne obserwacje porywów wiatru, obserwacje wykonane wiatromierzem Wilda a nie anemorumbometrem itp.) zmusiły do rezygnacji z danych dla 18 stacji.

Do aproksymacji rozkładów empirycznych prędkości używane są najczęściej trzy rozkłady asymptotyczne wartości maksymalnych, a mianowicie Gumbela [19, 124, 150], Frecheta [12, 109] oraz Weibulla [19, 119]. Podstawowym kryterium wyboru typu rozkładu jest zgodność z danymi empirycznymi. W pracy [150] dokonano porównania pod tym względem rozkładu Gumbela, Pearsona typu III i logarytmno-normalnego (dodatkowo był także rozpatrywany rozkład Fre-

¹⁾ Zgodnie z instrukcją IMGW za poryw wiatru uważa się chwilowy wzrost prędkości wiatru, przewyższający co najmniej o 5 m/s prędkość średnią.

²⁾ Materiał statystyczny przygotował IMGW w Warszawie. Autor uczestniczył w jego opracowaniu.

cheta) stwierdzając, że najbardziej uzasadnione jest przyjęcie rozkładu Gumbela, o dystrybuancie:

$$F(V) = \exp[-\exp(-t)]; \quad t = c(V-u), \quad (A.18)$$

gdzie:

$$V \equiv V_{m,1(p)}^{(10 \text{ min})}$$

u - moda rozkładu,

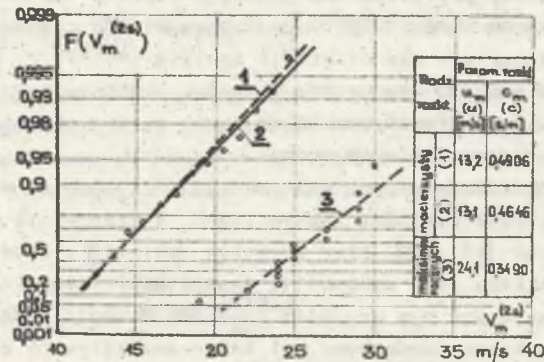
c - parametr skali rozkładu.

Rozkład Gumbela posiada bardzo użyteczną właściwość, mianowicie transformacja względem długości przedziałów czasu, w których określa się maksymalną prędkość, nie powoduje zmiany typu rozkładu. Niech λ oznacza przeciętną roczną liczbę codziennych odczytów prędkości w okresach występowania porywów. Z rozkładu macierzystego prędkości (rozkładu w zbiorze) o parametrach u_m, c_m można przejść na rozkład maksimum rocznych prędkości o parametrach u, c równych:

$$u = u_m + \left(\frac{\ln \lambda}{c_m} \right); \quad c = c_m. \quad (A.19)$$

Relacje powyższe są słuszne przy założeniu, że odczyty prędkości tworzą próbkę losową prostą, a więc wykazują probabilistyczną niezależność. W praktyce założenie to jest spełnione jedynie w przybliżeniu.

Dla oszacowania parametrów rozkładu macierzystego wykorzystano metodę momentów i metodę najmniejszych kwadratów [151]. Badaniu podlegały także maksymalne roczne prędkości za lata 1961-75. W tym przypadku dla oszacowania



Rys. A.5. Rozkłady Gumbela prędkości wiatru w porywach dla stacji Koszalin za lata 1961-75. Wysokość anemorombometru 15,0 m, teren o współczynniku chropowatości ok. 0,007. Parametry rozkładów szacowane metodą:

1 - momentów; 2,3 - najmniejszych kwadratów

Fig. A.5. Gumbel's distributions of gusts velocity for weather-station Koszalin in the years 1961-75. Anemometer height 15.0 m, surface drag coefficient approximately 0.007. The parameters of distributions were estimated:

1 - moments method; 2,3 - least-squares method

parametrów zastosowano oryginalną metodę Gumbela [6, 151], będącą odmianą metody najmniejszych kwadratów. Wyniki obliczeń dla stacji Koszalin, o najdłuższym przeciętnym rocznym czasie występowania porywów ($\lambda = 722 \text{ a}^{-1}$), przedstawiono na rys. A.5.

W oparciu o wyniki otrzymane trzema metodami wyznaczono uśrednione parametry rozkładu prędkości w porywach, przyjmując za podstawę średnią wartość (z trzech metod) prędkości o oczekiwanym okresie powrotu 15 lat oraz parametr skali otrzymany metodą najmniejszych kwadratów (w oparciu o rozkład w zbiorze). Dla stacji Koszalin parametry te wynoszą: $u = 26,6 \text{ m/s}$, $c = 0,4646 \text{ s/m}$. Wykorzystując wzory (A.13)...(A.15) oraz wykresy podane na rys. A.2...A.4, dokonano sprowadzenia prędkości do poziomu 10 m i terenu otwartego. Współczynnik przeliczeniowy prędkości w porywach dla stacji Koszalin wynosi:

$$\frac{v_{m,1(p)}^{(2s)}}{v_{m(x)}^{(2s)}} = \left(\frac{10}{15}\right)^{0,075} \left(\frac{10}{300}\right)^{0,15} \left(\frac{330}{10}\right)^{0,165} \frac{1,58}{1,69} = 0,970.$$

Zgodnie z wykresem na rys. A.2, w terenie otwartym na wysokości 10 m prędkości w porywach są ok. 1,4 raza większe od prędkości 10-minutowych. W efekcie całkowity współczynnik przeliczeniowy prędkości dla stacji Koszalin wynosi $0,970/1,4 = 0,693$, a parametry rozkładu maksimum rocznych prędkości 10-minutowych $u = 18,4 \text{ m/s}$ i $c = 0,6706 \text{ s/m}$ (tabl. A.1).

Opierając się na powyższych danych oraz własnych analizach, IMGW sporządził mapy rozkładu przestrzennego prędkości o oczekiwanym okresie powrotu 20, 50 i 100 lat [139]. Jedną z nich przedstawiono na rys. A.6. Mapy te pozwalają dość jednoznacznie wyróżnić trzy obszary, gdzie prędkości osiągają najwyższe wartości:

- obszary górskie i podgórskie, lecz tylko partie szczytowe bez kotlin śródgórskich,
- szeroki pas południkowy na północy, sięgający do Koła i Warszawy,
- obszar doliny Odry od Raciborza po Wrocław.

Z kolei najniższe prędkości wiatru obejmują cały pas wyżyn południowo-wschodniej części Polski, od Wielunia po Włodawę. Propozycje nowego podziału kraju na strefy wiatrowe przedstawił IMGW w pracy [139].

W oparciu o dystrybuanty prędkości $F_i(V)$ dla stacji można określić uśrednione rozkłady prędkości dla stref wiatrowych, m.in. według wzoru:

$$F(V) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N F_i(V), \quad (A.20)$$

w którym N oznacza łączną liczbę stacji w danej strefie.

Tablica A.1

Parametry rozkładów Gumbela maksimum rocznych prędkości 10-minutowych sprowadzonych do poziomu 10 m i terenu otwartego [151]

Parameters of Gumbel distributions of yearly maximum 10-minute wind velocity reduced to level 10 m and open terrain [151]

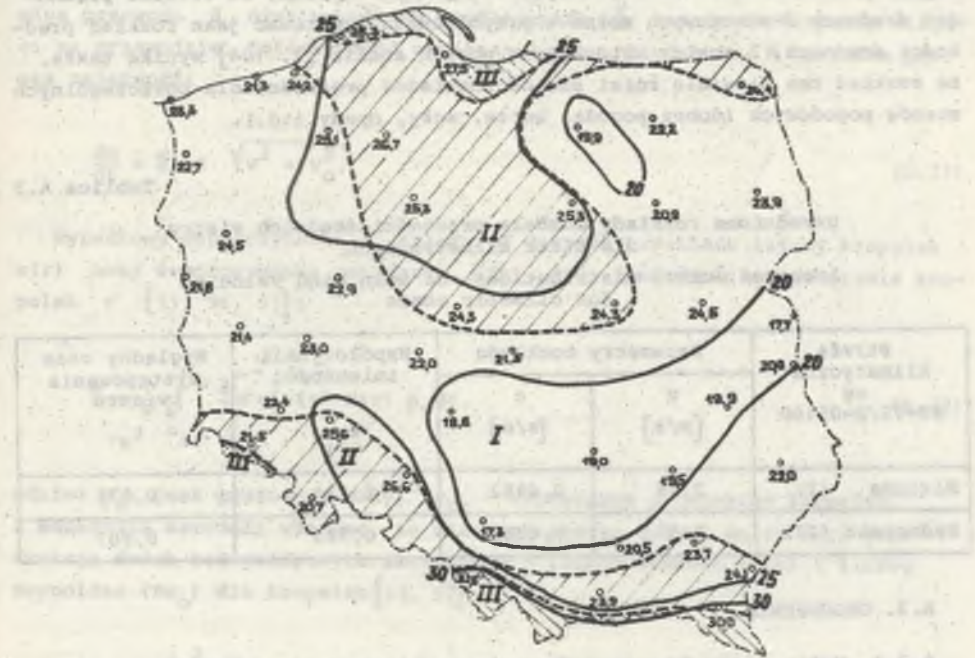
Stacja meteorologiczna	u [m/s]	c [s/m]	Stacja meteorologiczna	u [m/s]	c [s/m]
Białystok	17,5	0,6130	Olsztyn	15,6	0,8986
Bielsko-Biała	22,9	0,3951	Opole	18,9	0,5046
Bydgoszcz	18,7	0,5942	Ostrołęka	16,0	0,7902
Chojnice	19,5	0,5403	Poznań	17,4	0,7112
Gdańsk-Wrzeszcz	20,7	0,5780	Przemyśl	17,9	0,6336
Gorzów Wlkp.	16,9	0,5140	Rzeszów	18,2	0,7127
Jelenia Góra	16,3	0,7486	Sandomierz	15,2	0,9077
Kalisz	16,9	0,7600	Siedlce	18,4	0,6390
Katowice	13,6	1,0586	Słubice	16,1	0,6889
Kielce	14,8	0,9399	Suwałki	18,3	0,6391
Kłodzko	15,6	0,7688	Świnoujście	17,4	0,6584
Koło	18,4	0,6563	Szczecin	17,2	0,7042
Kołobrzeg	16,5	0,8159	Szczecinek	18,6	0,5989
Koszalin	18,4	0,6706	Tarnów	15,9	0,8473
Legnica	17,2	0,7519	Terеспol	14,1	1,0853
Lesko	21,8	0,4773	Ustka	21,3	0,5603
Leszno	16,1	0,5684	Warszawa	18,6	0,6893
Lublin	16,1	1,0217	Wieluń	14,3	0,8578
Łódź	16,9	0,8566	Włocława	15,6	0,8877
Mikołajki	16,4	0,6732	Wrocław	19,0	0,5944
Mława	18,6	0,5783	Zamość	17,0	0,7776
Nowy Sącz	17,8	0,6410	Zielona Góra	16,7	0,8234

Tablica A.2

Uśrednione rozkłady Gumbela maksimum rocznych prędkości 10-minutowych dla stref klimatycznych

Averaged Gumbel distributions of yearly maximum 10-minute wind velocity for climatic zones

Strefa klimatyczna wg PN-75/E-05100	Parametry rozkładu		Współczynnik zmienności v_v	Prędkość 50-letnia V_{50} [m/s]
	u [m/s]	c [s/m]		
Nizinna (I)	17,1	0,5812	0,122	23,8
Nadmorska i góraska (II i III)	20,1	0,4338	0,138	29,1



Rys. A.6. 10-minutowe prędkości wiatru o oczekiwanym okresie powrotu 50 lat oraz proponowany nowy podział kraju na strefy wiatrowe (linie przerywane) [139]

Fig. A.6. 10-minute wind velocity with the return period of 50 years and new wind zones proposed for Poland (broken lines) [139]

Uśrednione funkcje rozkładu (tabl. A.2) wykazują bardzo dobrą zgodność z rozkładem Gumbela w skrajnej prawej części rozkładu. Warto także podkreślić stosunkowo dobrą zgodność otrzymanych wartości v_v z innymi badaniami. Dla Europy zachodniej przeciętna wartość v_v wynosi 0,13 [14b], natomiast dla USA 0,144 [55, 101]. W materiałach [22, 124] zaleca się przyjmować $v_v=0,12$ w przypadku braku szczegółowych danych.

W analizie ryzyka przeskoku przy przepięciach łączeniowych i atmosferycznych wykorzystuje się rozkłady prędkości średnich wiatru (rozdz. 4). Źródło danych stanowi Atlas Klimatyczny Polski [121], zawierający m.in. częstości występowania prędkości średnich 2-minutowych w latach 1951-60. Wykorzystując wzór (A. 20), odniesiony do dystrybuant empirycznych, określono metodą najmniejszych kwadratów uśrednione rozkłady Gumbela prędkości dla stref klimatycznych (tabl. A.3), na podstawie danych dla 83 stacji w strefie nizinnej i 20 stacji w strefie nadmorskiej [149]. Współczynnik zmienności prędkości średnich 2-minutowych względem prędkości średnich (1-godzinnych) wynosi wg Dursta [48] ok. 0,10. Z porównania powyższego współczynnika ze

współczynnikami zmienności podanymi w tabl. A.3 wynika, że rozkład prędkości średnich 2-minutowych można w przybliżeniu traktować jako rozkład prędkości średnich. Z analiz autora oraz obcych analiz [2, 104] wynika także, że rozkład ten niewiele różni się od rozkładów prędkości dla poszczególnych stanów pogodowych (dobra pogoda, burze, mgły, opady itd.).

Tablica A.3

Uśrednione rozkłady Gumbela prędkości średnich wiatru dla stref klimatycznych
Averaged Gumbel distributions of mean wind velocity for climatic zones

Strefa klimatyczna wg PN-75/E-05100	Parametry rozkładu		Współczynnik zmienności v_V	Względny czas występowania wiatru t_W
	u [m/s]	c [s/m]		
Nizinna (I)	2,15	0,4952	0,781	0,871
Nadmorska (II)	2,57	0,4052	0,792	0,907

A.2. OBLODZENIE

A.2.1. Wpływ warunków meteorologicznych i obciążenia prądowego

Zjawisko oblodzenia powodowane jest procesami sublimacji pary wodnej oraz krystalizacji przechłodzonej i nieprzechłodzonej wody [95]. Rozróżnia się cztery rodzaje oblodzenia:

- a) Sadz miękka lub krystaliczna - biały, krystaliczny, kruchy osad lodu, tworzący się drogą sublimacji pary wodnej, powstałej z parowania kropelek mgły. Występuje w niskich temperaturach (do ok. -20°C) oraz przy słabym wietrze. Przeciętna gęstość osadu wynosi ok. 50 kg/m³.
- b) Sadz twarda lub ziarnista - ziarnisty biały osad, przypominający śnieg. Tworzy się z przechłodzonych kropelek mgły lub mżawki, przy temperaturze do ok. -10°C. Najczęściej występuje w terenach górskich. Przeciętna gęstość osadu wynosi ok. 150 kg/m³.
- c) Gołoledź - jednolity osad lodu przezroczystego lub matowego, powstający z przechłodzonych kropelek mżawki lub deszczu, przy temperaturze do ok. -5°C. Przeciętna gęstość osadu wynosi ok. 650 kg/m³.
- d) Śnieg mokry - może występować na przewodach w postaci niezamarzniętej i zamarzniętej. Praktyczne znaczenie ma druga forma, kiedy osad osiąga duże rozmiary. Przeciętna gęstość osadu wynosi ok. 250 kg/m³.

Fizyczne podstawy tworzenia się oblodzenia w postaci sadzi i gołoledzi oraz analizę matematyczną zawierają liczne publikacje [11, 56, 57]. Z opracowanego modelu wynika, że do podstawowych czynników określających dynamikę procesu należą: wodność w mgły, mżawki lub deszczu, prędkość wiatru V

i prędkość swobodnego opadania kropli v_o (dla mżawki lub deszczu), średnica przewodu d oraz wypadkowy współczynnik \bar{E} osiadania kropelek wilgoci na przewodzie. Intensywność narastania masy oblodzenia M określa prosta zależność:

$$\frac{dM}{dt} = \bar{E} w d \sqrt{V^2 + v_o^2} \quad (A.21)$$

Wypadkowy współczynnik \bar{E} zależy od gęstości rozkładu liczby kropelek $n(r)$ oraz współczynnika osiadania $E(r)$ jako funkcji m.in. promienia kropelek r [11, 56, 57]:

$$\bar{E} = \frac{1}{w} \int_{r_{kr}}^{\infty} \frac{4}{3} \pi r^3 n(r) E(r) \rho_w dr, \quad (A.22)$$

gdzie: ρ_w jest gęstością wody, r_{kr} - krytycznym promieniem kropelek. Z mechaniki aerozoli wiadomo, że dla laminarnego opływu walca $E(r)$ jest funkcją dwóch bezwymiarowych parametrów - liczby Stokesa (Stk) i liczby Reynoldsa (Re_o) dla kropelek [11, 57]:

$$Stk = \frac{4r^2 \rho_w V}{9 \mu d}; \quad Re_o = \frac{2rV}{\nu}, \quad (A.23)$$

gdzie: μ jest lepkością dynamiczną powietrza, ν - lepkością kinematyczną powietrza. Krytyczny promień kropelek wiąże się z krytyczną wartością liczby Stokesa (0,125), poniżej której $E(r) = 0$.

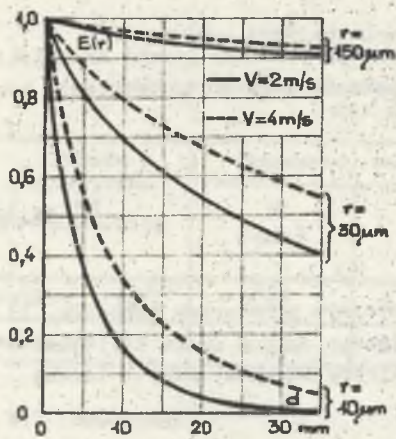
Na rys. A.7 pokazano, jak kształtuje się $E(r)$ w funkcji różnych wielkości, w tym w zależności od promienia kropelek. W czasie mgły promień kropelek dochodzi do 50 μm (średni promień wynosi ok. 5 μm), natomiast w czasie mżawki do 240 μm (średni promień wynosi ok. 150 μm) [56, 57]. W oparciu o rys. A.7 można ocenić, że przy $d > 10$ mm dla sadzi $\bar{E} \ll 1$, natomiast dla gołoledzi $\bar{E} \approx 1$.

Aby zapobiec tworzeniu się oblodzenia, temperatura przewodu nie może spaść poniżej 0°C. Z tego względu ciepło wytworzone w przewodzie musi równoważyć ubytki ciepła spowodowane konwekcją, nagrzewaniem przechłodzonej wody osiadającej na przewodzie do temperatury 0°C oraz parowaniem wody. Ta sama ilość ciepła wytworzonego powoduje nagrzanie przewodu suchego do temperatury ψ_s' (dodatniej). Wychodząc z bilansów ciepła dla przewodu wilgotnego i suchego autor otrzymał (m.in. w oparciu o pracę [11]) następującą zależność:

$$\psi_s' = \frac{r p_0}{c_p} \cdot \frac{0,622}{p} (p_{s0} - p_{s\psi_o}) + \frac{\bar{E} c_w \sqrt{V^2 + v_o^2} |\psi_o|}{\alpha \kappa}, \quad (A.24)$$

w której:

- r_{p0} - ciepło parowania wody w temperaturze 0°C ,
- c_p, c_w - ciepło właściwe powietrza i wody ciekłej,
- P_{su}, P_{s0} - ciśnienie nasycenia pary wodnej w temperaturze 0°C i θ_0 ,
- P - ciśnienie atmosferyczne,
- α_k - współczynnik wymiany ciepła przez konwekcję,
- θ_0 - temperatura otoczenia (ujemna).



Rys. A.7. Zależność współczynnika osiadanania od średnicy przewodu, promienia kropelek wilgoci i prędkości wiatru

Fig. A.7. Dependence of collection efficiency on conductor diameter, droplets radius and wind velocity

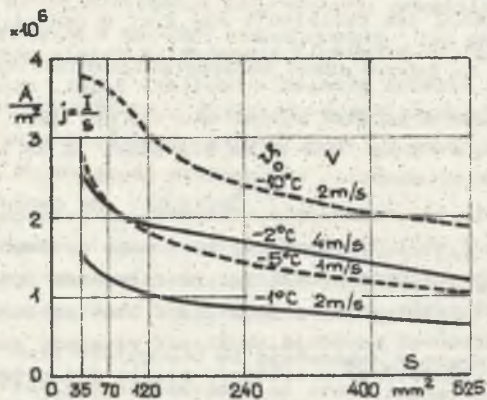
Minimalny prąd zapewniający utrzymanie zerowej temperatury przewodu wynika z relacji:

$$I = \sqrt{\frac{\alpha_k \cdot 2d (\theta_s^2 - \theta_0^2)}{R_0}} \quad (\text{A.25})$$

gdzie R_0 jest rezystancja przewodu w temperaturze 0°C .

Drugi człon we wzorze (A.24) dla najczęściej występujących prędkości wiatru (do ok. 4 m/s) nie ma istotnego znaczenia. Prędkość wiatru wpływa natomiast bardzo istotnie na współczynnik α_k [141].

Minimalna gęstość prądu zapobiegająca tworzeniu się gołoledzi i sadzi twardej jest stosunkowo duża (rys. A.8), szczególnie dla cienkich przewodów. Niemniej w silnie obciążonych liniach



Rys. A.8. Minimalna gęstość prądu zapobiegającego tworzeniu się gołoledzi (linie ciągłe) i sadzi twardej (linie przerywane)

Fig. A.8. Minimal current density preventing of glaze ice (full lines) and hard rime (broken lines) formation

wysokiego napięcia, przy gęstościach prądu w granicach $(1,5 \dots 2) \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ można oczekiwać znacznego zmniejszenia częstości występowania oblodzenia.

Oblodzenie w postaci śniegu mokrego tworzy się:

- gdy opad śniegu przechodzi przez warstwy powietrza o temperaturze nieco powyżej 0°C i ponownie dostaje się (w przyziemnej warstwie) w warstwy powietrza o temperaturach ujemnych,
- w cieplej masie powietrza przed szybko przemieszczającym się frontem chłodnym.

Jak dotychczas nie jest znany wpływ prądu na zamarzanie mokrego śniegu oblepiającego przewód. Z praktyki wiadomo jednak, że oblodzenie to bywa przyczyną poważnych awarii.

Sadź miękka, jakkolwiek występuje w kraju najczęściej, nie osiąga dużej masy i nie towarzyszą jej duże prędkości wiatru.

A.2.2. Wpływ parametrów linii

Masa i wymiary liniowe oblodzenia zależą głównie od średnicy przewodu i wysokości jego zawieszenia. Wpływ średnicy nie jest wprost proporcjonalny, ponieważ z jej wzrostem maleje współczynnik E we wzorze (A.21). Wpływ wysokości na masę oblodzenia wiąże się głównie z zależnością prędkości wiatru od wysokości. Dodatkowo należy uwzględnić, że ze wzrostem prędkości rośnie współczynnik E . Ze wzrostem wysokości z reguły rośnie również wodność mgieł.

Pole elektryczne wokół przewodu powoduje polaryzację kropelek wilgoci i w efekcie ich przyciąganie. Wzrost masy oblodzenia jest większy dla sadzi niż gołoledzi, z uwagi na mniejsze rozmiary kropelek wilgoci.

Skrećanie się przewodu w przeszle wskutek narastającego od strony nawietrznej oblodzenia powoduje wzrost wymiaru pionowego osadu, a więc wzrost intensywności narastania oblodzenia [87].

Z uwagi na złożony charakter zjawiska oblodzenia oraz jego zależność od różnych lokalnych czynników fizjograficznych (rzeźba terenu, ekspozycja itp.), w praktyce nie jest możliwe ani celowe ściśle określenie wpływu wszystkich parametrów linii na wielkość oblodzenia.

Wyniki terenowych badań wpływu średnicy przewodu zawarto m.in. w pracach [30, 35, 89, 94, 113]. W pracy [115] przedstawiono wyniki badań laboratoryjnych, natomiast w [57] wyniki rozważań teoretycznych. Na podstawie całości materiałów autor ustalił następującą przybliżoną zależność na współczynnik K_{Md} , określający stosunek mas oblodzenia na przewodach o średnicy d_2 i d_1 :

$$K_{Md} \approx \left(\frac{d_2}{d_1}\right)^{0,4} \quad (\text{A.26})$$

Założono, że K_{Md} w przybliżeniu nie zależy od wielkości i rodzaju oblodzenia. Uproszczenia te są dopuszczalne dla niezbyt dużych oblodzeń, jakie występują w Polsce.

W niektórych źródłach, m.in. w [30, 115], operuje się stosunkiem ekwiwalentnych grubości b ścianek osadu o gęstości 900 kg/m^3 ($K_{bd} = b_2/b_1$), przy czym:

$$M = 0,00283 b (d+b) \quad (\text{A.27})$$

(b i d w mm, M w kg/m). Przy przyjęciu zależności (A.26) ekwiwalentna grubość ścianki oblodzenia maleje ze wzrostem średnicy przewodu i wykazuje zgodność z wynikami badań terenowych [30] i laboratoryjnych [115].

Wyniki terenowych badań wpływu wysokości [30, 32, 35, 60, 89, 113] wykazują znaczny rozrzut, wynikający prawdopodobnie z różnic w profilach prędkości. Wpływ ten wyraźnie zależy również od wielkości oblodzenia. Poprzez analizę całości materiałów autor rozprawy ustalił następującą przybliżoną zależność, pozwalającą przeliczyć zmierzoną na stanowisku pomiarowym na wysokości 2 m i przecie o średnicy d masę oblodzenia $M_{2,d}$ (w kg/m) na wysokość $z \geq 10 \text{ m}$:

$$K_{Mz,2} \approx \left(\frac{z}{2}\right)^{0,5} (1 - 0,4 \lg \frac{M_{2,d}}{0,2}) \quad (\text{A.28})$$

Wynika z niej, że stosunek mas oblodzenia na wysokościach z_1 i z_2 ($\geq 10 \text{ m}$) wynosi w przybliżeniu:

$$K_{Mz} \approx \left(\frac{z_2}{z_1}\right)^{0,5} \quad (\text{A.29})$$

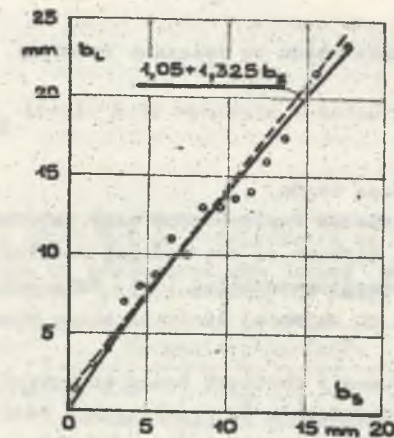
Zależności (A.28) i (A.29) są słuszne dla profilu prędkości w terenie równinnym.

Do weryfikacji [zależności] (A.26) [i] (A.28) [wykorzystano] m.in. wyniki równoczesnych pomiarów (łącznie 158) oblodzenia na przewodach w doświadczalnych przesłach linii 6-500 kV i na prętach pomiarowych w stacjach meteorologicznych położonych w pobliżu [87]. Wyniki pomiarów wraz z przyjętym w pracy [87] równaniem prostej regresji przedstawiono na rys. A.9. Z obliczeń według wzorów (A.26) i (A.28) otrzymano bardzo zbliżoną zależność. Wzory powyższe znajdują także potwierdzenie w syntetycznych danych zawartych w pracach [58, 114], szczególnie dla masy oblodzenia na przecie pomiarowym (5 mm) do ok. 0,3 kg/m.

Wpływ pola elektrycznego i skręcania się przewodu w prześle ma mniejsze znaczenie [60, 87, 89].

A.2.3. Badania statystyczne masy oblodzenia w Polsce

Pomiary oblodzenia w ZSRR są wykonywane na stojaku oblodzeniowym z receptorami w postaci prętów stalowych o średnicy 5 mm zawieszonych na wysokości 2 m [114]. Podobną metodą zostały wykonane badania na pierwszej pol-



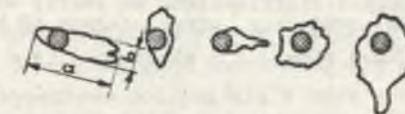
Rys. A.9. Zależność między ekwiwalentnymi grubościami ścianek oblodzenia na przewodach linii (b_L) i prętach pomiarowych w stacjach (b_S) [87]. Linia ciągła - z obliczeń wg wzorów (A.26)...(A.28) dla $d_1 = 5 \text{ mm}$, $d_2 = 15 \text{ mm}$, $z = 10 \text{ m}$

Fig. A.9. Correlation between equivalents icing thickness for line conductor (b_L) and measure rod in weather-station (b_S) [87]. Full line-from calculation using equations (A.26)...(A.28) for $d_1 = 5 \text{ mm}$, $d_2 = 15 \text{ mm}$, $z = 10 \text{ m}$

skiej sieci pomiarowej oblodzenia w latach 1956-67 [95]. W CSRS jako receptory są używane pręty drewniane o średnicy 30 mm, zawieszane na wysokości 5 m [51].

Na nowej krajowej sieci pomiarowej [26] receptorami są przewody AL50 o średnicy 9 mm i AFL-8 525 o średnicy 31,5 mm, zawieszane na wysokości 2 m. Badania są prowadzone od sezonu oblodzeniowego 1976/77 r., docelowo na 25 stacjach meteorologicznych. Do podstawowych parametrów oblodzenia mierzonych na stacjach należą wielkość (wymiary liniowe - rys. A.10) i masa osadu. Przy założeniu w przybliżeniu eliptycznego kształtu oblodzonego przewodu określa się średnicę zastępczą osadu D za pomocą wzoru:

$$D = \sqrt{a b} \quad (\text{A.30})$$



a - wymiar maksymalny
b - wymiar prostopadły do maksymalnego

Rys. A.10. Przekroje różnych form oblodzenia przewodów
Fig. A.10. Cross-sections of various icing forms on conductor

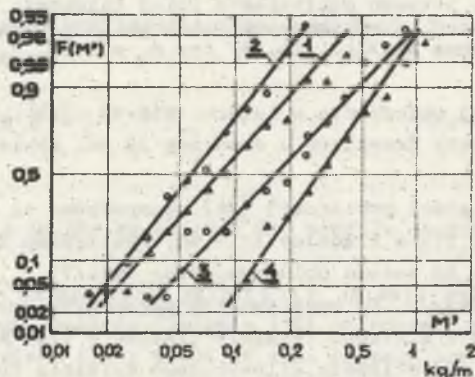
Masa i średnica zastępcza osadu są związane relacją:

$$M = \gamma \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2), \quad (A.31)$$

w której γ jest gęstością osadu.

Do aproksymacji rozkładów empirycznych masy oblodzenia lub ekwiwalentnej grubości ścianki osadu używane są najczęściej rozkłady Gumbela [127], Frecheta [60, 87] oraz logarytmo-normalny [51]. Zalecana jest przy tym metoda maksimów rocznych oraz co najmniej 10-letni okres obserwacyjny [51, 60, 87, 127].

Dla wstępnego opracowania obecnych badań krajowych przyjęto rozkład logarytmo-normalny masy oblodzenia po przeliczeniu według wzoru (A.28) na wysokość 10 m. Ponieważ jednak pomiary masy dotychczas nie zawsze były wykonywane [144], oparto się na maksimach rocznych średnicy D , określając masę ze wzoru (A.31). W obliczeniach przyjęto przeciętne gęstości osadu podane w p. A.2.1, wynikające z badań krajowych oraz zgodne z danymi dla Ukrainy [88].



Rys. A.11. Warunkowe rozkłady logarytmo-normalne maksimów rocznych masy oblodzenia na przewodzie AFL-8 525 po przeliczeniu na wysokość 10 m dla: 1 - sadzi miękkiej; 2 - sadzi twardej; 3 - gołoledzi; 4 - śniegu mokrego
Fig. A.11. Conditional lognormal distributions of yearly maximum values of icing mass on 520/67 ACSR conductor after reduce to height 10 m for: 1 - soft rime; 2 - hard rime; 3 - glaze ice; 4 - wet snow

Warunkowe rozkłady maksimów rocznych tak obliczonej masy oblodzenia M' , oparte na danych z 14 stacji położonych w strefie nizinnej [134], przedstawiono na rys. A.11. Parametry rozkładów warunkowych, tj. mediana \check{M}' oraz logarytmiczny współczynnik zmienności $\check{\sigma}_M'$ podano w tabl. A.4. Z uwagi na rozrzut gęstości osadu, wypadkowy logarytmiczny współczynnik zmienności masy oblodzenia M , przy założeniu rozkładu logarytmo-normalnego gęstości osadu, wynosi:

$$\check{\sigma}_M = \sqrt{\check{\sigma}_M'^2 + \check{\sigma}_\gamma^2} \quad (A.32)$$

Przyjęte wartości $\check{\sigma}_M'$ (tabl. A.4) wynikają z badań podanych w pracy [88].

Tablica A.4

Rozkłady logarytmo-normalne maksimów rocznych masy oblodzenia na przewodzie AFL-8 525 po przeliczeniu na wysokość 10 m
Lognormal distributions of yearly maximum icing mass on 520/67 ACSR conductor after reducing to height 10 m

Rodzaj oblodzenia	Liczba danych	Parametry rozkładów				Prawdopodobieństwo wystąpienia w ciągu roku
		$\check{M}' = \check{M}$ kg/m	$\check{\sigma}_M'$	$\check{\sigma}_\gamma$	$\check{\sigma}_M$	
Sadz miękka	70	0,0579	0,668	0,50	0,83	0,875
Sadz twarda	23	0,0814	0,779	0,45	0,90	0,287
Gołoledź	57	0,165	0,827	0,25	0,86	0,712
Śnieg mokry	36	0,282	0,604	0,40	0,72	0,450
Łączny rozkład maksimów rocznych:						$\check{M} = 0,245$ kg/m, $\check{\sigma}_M = 0,758$

Łączny rozkład maksimów rocznych masy oblodzenia (tabl. A.4) określa zależność:

$$F(M) = 1 - \sum_{i=1}^4 P_i [1 - F_i(M)], \quad (A.33)$$

w której:

- P_i - prawdopodobieństwo wystąpienia oblodzenia i -tego rodzaju w okresie rocznym,
- $F_i(M)$ - warunkowa dystrybuanta maksimów rocznych masy oblodzenia i -tego rodzaju.

O łącznym rozkładzie decydują prawie wyłącznie rozkłady dla gołoledzi i śniegu mokrego. 50-letnia masa oblodzenia dla przewodu AFL-8 525 wynosi 1,162 kg/m i przypadkowo pokrywa się z masą oblodzenia ustaloną w normie PN-75/E-05100 (1,160 kg/m w strefie nizinnej).

Dla przewodu o średnicy 10 mm z rozkładu maksimów rocznych oraz za pomocą wzoru (A.26) otrzymuje się 10-letnią masę oblodzenia 0,409 kg/m, czemu odpowiada grubość ekwiwalentnej ścianki oblodzenia $b = 8$ mm. Wartość ta mieści się pomiędzy normatywnymi grubościami b przyjętymi w przepisach radzieckich [135] dla stref oblodzenia I i II (odpowiednio 5 mm i 10 mm) obejmujących większość rejonów przygranicznych z Polską.

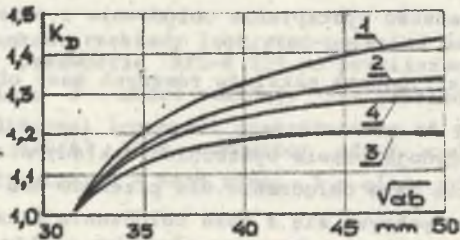
Niesymetryczne oblodzenie przewodów linii dotychczas nie było w Polsce badane, nieliczne są także publikacje zagraniczne na ten temat. Niesymetryczne oblodzenie pojawia się w wyniku odpadnięcia oblodzenia w jednym lub kilku przęsłach linii bądź wskutek nierównomiernego wzrostu osadu w różnych przęsłach. Nierównomierny wzrost lub wytworzenie się oblodzenia tylko w kilku przęsłach występuje, jak na to wskazują obserwacje, zarówno w terenie górzystym [138], jak i nizinnym [75]. W linii 2-torowej różnica w obciążeniu prądowym (lub wyłącznie jednego toru) może spowodować niesymetryczne oblodzenie torów.

Prawdopodobieństwo warunkowe wystąpienia niesymetrycznego oblodzenia oceniane jest na ok. 0,1 [61, 127]. W dokumencie IEC [127] zaleca się przyjmowanie dla celów projektowania normalnego oblodzenia w trzech przęsłach danej sekcji odciągowej oraz zredukowanego 40-procentowego oblodzenia w pozostałych przęsłach.

A.2.4. Badania statystyczne oblodzenia i wiatru w Polsce

Prędkości wiatru towarzyszące gołoledzi i śniegowi mokremu są wyraźnie większe niż przy sadzi. Wynika to zarówno z badań krajowych [137], jak i radzieckich [103] wykonanych na równinnych obszarach europejskiej części ZSRR. Korelacja między prędkością wiatru i rozmiarami liniowymi oblodzenia dla gołoledzi i śniegu mokrego jest stosunkowo mała [103, 137], w praktyce do pominięcia. W terenach górskich, gdzie przeważa oblodzenie w postaci sadzi, korelacja ta jest wyraźnie większa [51, 138].

Krajowe badania oblodzenia [26] są prowadzone na wysokości 2 m, natomiast prędkości wiatru są mierzone na wysokości 10 m lub przeliczane na wysokość 10 m. Dla określenia parcia wiatru na oblodzony przewód zachodzi więc konieczność uprzedniego przeliczenia zmierzonych wymiarów osadu na wysokość 10 m (p. A.2.2). Wykresy stosowanego współczynnika przeliczeniowego K_D , otrzymane w oparciu o zależność (A.28), podano na rys. A.12.



Rys. A.12. Współczynnik przeliczeniowy średnicy zastępczej oblodzenia na przewodzie AFL-8 525 dla:

1 - sadzi miękkiej; 2 - sadzi twardej; 3 - gołoledzi; 4 - śniegu mokrego

Fig. A.12. Coefficient of conversion (from height 2 m to 10 m) of equivalent icing diameter for 520/67 ACSR conductor and for:

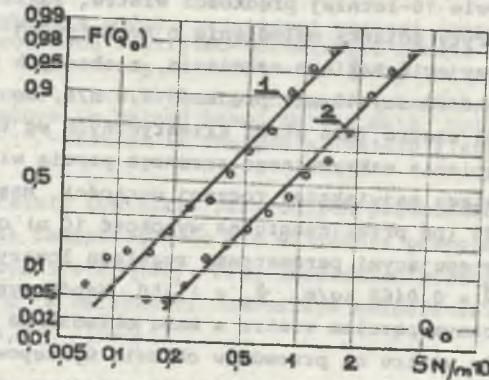
Parcie wiatru na oblodzony przewód wyraża m.in. ciśnienie prędkości wiatru Q_0 (w N/m):

$$Q_0 = 0,615 V^2 D \quad (A.34)$$

(V w m/s, D w m). Na rys. A.13 przedstawiono rozkłady maksimów rocznych Q_0 dla przewodu o średnicy 9 mm i 31,5 mm, oparte na danych z 14 stacji położonych w strefie nizinnej. W miejsce rozkładu Q_0 może być wprowadzony rozkład ekwiwalentnych prędkości V_e , przy powiązaniu obu zmiennych zależnością:

$$V_e = \sqrt{\frac{Q_0}{0,615D}} \quad (A.35)$$

Ekwiwalentna prędkość wiatru (tabl. A.5) powoduje takie samo parcie wiatru na nieoblodzony przewód co rzeczywista prędkość na oblodzony przewód.



Rys. A.13. Rozkłady logarytmo-normalne maksimów rocznych parcia wiatru na oblodzony przewód (1 - Al 50; 2 - AFL-8 525) po przeliczeniu na wysokość 10 m

Fig. A.13. Lognormal distribution functions of yearly maximum values of wind loading on iced conductor (1 - all aluminium 50 mm² conductor; 2 - 520/67 ACSR conductor) after reduce to height 10 m

Przedstawione wyniki badań, dotyczące dwóch przewodów o różnych średnicach, potwierdzają znaną prawidłowość dotyczącą istotniejszego znaczenia obciążenia wiatrem (przy oblodzeniu) dla cienkich przewodów. Jest to związane z większymi wartościami stosunku D/d obserwowanymi w czasie oblodzeń w przypadku cienkich przewodów. Na podstawie tabl. A.5 oraz przeliczeń opartych na wzorze (A.26) można stwierdzić, że w porównaniu do przewodu o średnicy 31,5 mm ekwiwalentna prędkość wiatru jest większa o ok. 4% dla przewodu o średnicy 20 mm, 7% dla średnicy 15 mm oraz 15% dla średnicy 10 mm.

Tablica A.5

Parametry rozkładów logarytmo-normalnych maksimum rocznych ekwiwalentnych 10-minutowych prędkości wiatru przy oblodzeniu
Parameters of lognormal distributions of yearly maximum equivalent 10-minute wind velocity during icing

Ekstremalny stan zagrożenia	Średnica przewodu mm	Parametry rozkładów	
		\bar{v}_e m/s	σ_{v_e} -
Maksymalne parcie wiatru przy oblodzeniu	31,5	6,59	0,399
	9	7,65	0,390
Maksymalna masa oblodzenia	31,5	6,27	0,363
	9	7,12	0,391

W przepisach radzieckich [135] 10-letnią prędkość wiatru przy oblodzeniu przyjęto równą połowie 10-letniej prędkości wiatru. Zakłada się przy tym, że przewód jest pokryty ścianką oblodzenia o normatywnej (pełnej) grubości (p. A.2.3). Przy przyjęciu takiego założenia, z obecnych badań otrzymuje się (dla przewodu o średnicy 10 mm) prędkość 7,8 m/s, co stanowi 0,35...0,4 10-letniej prędkości wiatru (dla stref klimatycznych wg tabl. A.2).

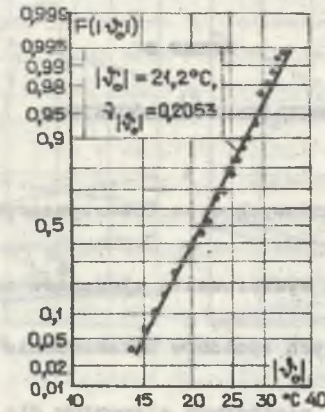
W momencie wystąpienia maksymalnego rocznego parcia wiatru masa oblodzenia z reguły nie osiąga największej rocznej wartości. Masa oblodzenia na przewodzie AFL-8 525 (po przeliczeniu na wysokość 10 m) charakteryzuje się w tym przypadku następującymi parametrami rozkładu logarytmo-normalnego maksimum rocznych: $\bar{M} = 0,0468 \text{ kg/m}$, $\sigma_M = 1,150$. Współczynnik korelacji między maksymalnym rocznym parciem wiatru a masą oblodzenia wynosi ok. 0,3.

Największe parcie wiatru na przewód w okresie występowania oblodzenia o maksymalnej rocznej masie jest o ok. 10...15% mniejsze od maksymalnego rocznego parcia wiatru (tabl. A.5). Również i w tym przypadku współczynnik korelacji wynosi ok. 0,3.

A.3. TEMPERATURA

Moduł minimalnej rocznej temperatury powietrza podlega w przybliżeniu rozkładowi logarytmo-normalnemu (rys. A.14), o odchyleniu standardowym 4,5°C. Minimalnym temperaturom towarzyszą bardzo małe prędkości wiatru, rzadko przekraczające 2 m/s [140]; współczynnik korelacji minimalnej rocznej temperatury i kwadratu prędkości jest ujemny i wynosi ok. -0,1. Małe prędkości wiatru w powiązaniu ze stosunkowo dużym obciążeniem prądowym linii w okresie zimowym powodują przyrost temperatury przewodu ponad temperaturę otoczenia większy niż w okresie letnim, wynoszący przeciętnie do kilkunastu °C. Z pewnym zastrzeżeniem naciąg przewodu można obliczać z pominięciem nagrza-

nia przewodu przez prąd roboczy, co stwarza dodatkową rezerwę bezpieczeństwa w wymiarowaniu mechanicznym elementów linii.



Rys. A.14. Dystrybuanta modułu najniższej rocznej temperatury powietrza w Polsce w siatce rozkładu logarytmo-normalnego, oparta na danych z 16 stacji za lata 1961-70 [140]

Fig. A.14. Lognormal distribution function of absolute values of yearly minimal air temperature in Poland based on the data collected in 16 weather-station in the years 1961-70 [140]

Rozkład temperatury powietrza przy dużych prędkościach wiatru (powyżej 25 m/s w porywach) charakteryzuje się wartością przeciętną +6,4°C i odchyleniem standardowym 5,6°C [140]. Przy oblodzeniu przeciętna temperatura wynosi -0,2...-9,2°C w zależności od rodzaju oblodzenia, odchylenie standardowe zaś 1,1...4,7°C [137].

ANEKS B

OBCIĄŻENIA ZAKŁÓCENIOWE

Analiza obciążeń zakłóceniewych oraz towarzyszących im warunków zewnętrznych może mieć na celu:

- ustalenie zakresu i zasad wymiarowania elementów na obciążenia zakłóceniewe,
- analizę skuteczności różnych sposobów ograniczenia zakresu uszkodzeń wtórnych,
- koordynację wytrzymałości niektórych elementów dla obciążeń zakłóceniewych,
- ustalenie pożądanej sekwencji uszkodzeń pierwotnych elementów.

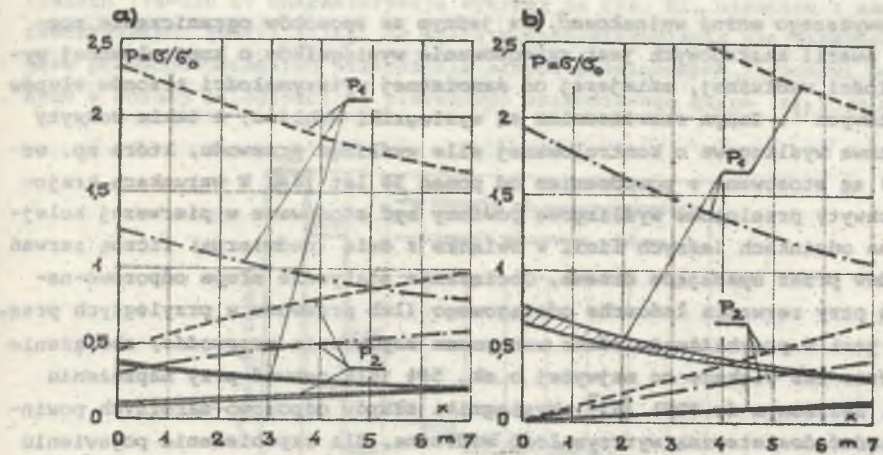
Obciążenia zakłóceniewe wiążą się z zerwaniem przewodu (lub łańcucha odciągowego), złamaniem słupa lub zerwaniem łańcucha przelotowego. Charakteryzuje się je za pomocą maksymalnej wartości chwilowej (obciążenie dynamiczne) oraz obciążenia występującego po przeminieniu procesu przejściowego (obciążenie statyczne). Najbardziej narażone na działanie obciążeń dynamicznych są zwykle poprzeczniki słupów oraz łańcuchy izolatorów, w mniejszym stopniu trzony słupów i w bardzo niewielkim fundamente¹⁾.

Obciążenie statyczne i dynamiczne przy zerwaniu przewodu zależy głównie od rozpiętości pręseł, długości łańcuchów przelotowych oraz od wstępnego naprężenia przewodów [38, 63, 85]. Zerwanie przewodu w warunkach katastrofalnego oblodzenia (stan zagrożenia $k=2$, linie przerywane na rys. B.1) nieuchronnie prowadzi do uszkodzeń wtórnych słupów przelotowych. Uszkodzenia pierwotne I typu (p. 3.3.1) charakteryzują się bowiem wartościami obciążeń zbliżonych do wytrzymałości elementu, co wynika także z przybliżonej funkcji gęstości prawdopodobieństwa obciążeń $P_u^{(k)}$ uszkadzających element:

$$f_{P_u}^{(k)}(x) \approx \frac{1}{R^{(k)}} f_N(x) [1 - F_P^{(k)}(x)]. \quad (B.1)$$

Zdecydowana większość zerwań przewodów ma jednak charakter uszkodzeń II typu, a więc występuje przy naprężeniu zbliżonym do EDS lub nieco większym, np. w czasie obniżonej temperatury lub przy wietrze [38, 108]. W takich sy-

¹⁾ Dla słupów rurowych obciążenie dynamiczne trzonu słupa może przekraczać obciążenie poprzecznika [85].



Rys. B.1. Obciążenie statyczne wysięgnika na pierwszym (P_1) i drugim (P_2) słupie przy zerwaniu łańcucha odciągowego (lub przewodu) w funkcji odkształcenia x wysięgnika na pierwszym słupie przelotowym (a) lub słupie odporowo-naroznym (b). Płaska sekcja odciągowa linii 400 kV złożona z 6 pręseł, przewody wiązkowe 2xAFL-8 525, $G_0 = 88,3$ MPa (G - naprężenie po zerwaniu), $a = 400$ m, długość łańcucha przelotowego 5,01 m, masa łańcucha przelotowego 156 kg. Naprężenie przed zerwaniem:

⋯ - 57,0...66,1 MPa; --- - 171,7 MPa; - · - 270 MPa

Fig. B.1. Emergency static load on first (P_1) and the next (P_2) tower as a result of the break of a whole phase, assigned as a function of x deflection of crossarm at first tower (a - deflection at first suspension tower in a tension section, b - deflection at anchor tower). Data assumed: flat tension section of 400-kV-line contained 6 spans, 2x(520/67) ACSR bundle conductor, $G_0 = 88.3$ MPa (G - tensile stress after breakage), $a = 400$ m, length of suspension set 5.01 m, mass of suspension set 156 kg. Tensile stress before breakage:

⋯ - 57.0...66.1 MPa; --- 171.7 MPa; - · 270 MPa

tuacjach obciążenie statyczne słupów przelotowych nie jest nadmiernie duże (pasma zakreskowane na rys. B.1, odpowiadające temperaturze przewodu $-25...+10^\circ\text{C}$), a dalsze jego zmniejszenie jest możliwe, jeśli nastąpi odkształcenie (złamanie) wysięgnika na pierwszym słupie przelotowym. Analiza tego typu uszkodzeń w krajowych liniach wykazała [116], że zakłócenie z reguły nie rozprzestrzenia się dalej. Obciążenie dynamiczne działające na wysięgnik pierwszego słupa przelotowego jest bardzo duże i osiąga w krajowych liniach 110-400 kV wartość 3,5...4,5 raza większą od obciążenia statycznego¹⁾. Złamanie tego wysięgnika powoduje rozproszenie znacznej części energii, dzięki czemu obciążenie dynamiczne na wysięgniku następnego słupa nie osiąga już dużej wartości.

¹⁾ Powyższe dotyczy zerwania przewodu w pobliżu uchwytu przelotowego. Przy zerwaniu łańcucha odciągowego obciążenie dynamiczne słupa przelotowego jest co najmniej o 30% mniejsze [108].

Z powyższego można wnioskować, że jednym ze sposobów ograniczenia rozmiarów awarii kaskadowych jest zastosowanie wysięgników o kontrolowanej wytrzymałości wzdłużnej, mniejszej od samoistnej wytrzymałości trzonów słupów przelotowych¹⁾. Innym rozwiązaniem są wysięgniki wahliwe, a także uchwyty przelotowe wyslizgowe o kontrolowanej sile wyslizgu przewodu, które np. we Francji są stosowane z powodzeniem od ponad 30 lat [84]. W warunkach krajowych uchwyty przelotowe wyslizgowe powinny być stosowane w pierwszej kolejności na odcinkach leśnych linii w związku z dużą (nadmierną) liczbą zerwań przewodów przez upadające drzewa. Obciążenie statyczne słupa odporowo-naroznego przy zerwaniu łańcucha odciągowego (lub przewodu w przyległych przesłach) jest w przybliżeniu równe wstępnemu naprężeniu przewodów, obciążenie dynamiczne zaś większe co najwyżej o ok. 50% (dla zerwań przy naprężeniu niskim, zbliżonym do EDS) [63]. Wysięgniki słupów odporowo-naroznych powinny posiadać dostateczną wytrzymałość wzdłużną, dla zapobieżenia pojawieniu się obciążeń zakłócenionych na słupach przelotowych w sąsiedniej sekcji odciągowej (rys. B.1b).

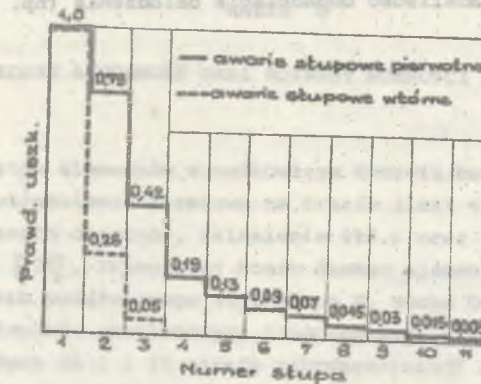
Złamanie słupa nie wywołuje dużych obciążeń dynamicznych, jednakże obciążenie statyczne samo stwarza już dostateczne zagrożenie. W niektórych źródłach obciążenie to zaleca się określać według wyidealizowanego modelu, zakładając całkowite odciążenie (zerwanie) przewodów z jednej strony słupa oraz uwzględniając wychylenie łańcuchów przelotowych i odkształcenie sprężyste słupa [63, 128]. Dla uszkodzeń przy naprężeniu zbliżonym do EDS obliczone w ten sposób obciążenie statyczne nie przekracza w krajowych liniach 110-400 kV 35% naprężenia obliczeniowego przewodów. Rzeczywiste obciążenie może być mniejsze (w niektórych przypadkach znacznie mniejsze) wskutek zakotwiczenia się złamanego słupa lub przewodów. Równocześnie jednak może wystąpić znaczna niesymetria obciążeń, powodująca obciążenie słupów momentem skręcającym. Terenowe badania duńskie [53] wykazały, że w przypadku zwyrodnienia słupów przelotowych na obciążenie statyczne według wyidealizowanego modelu awaria ogranicza się do uszkodzenia wtórnego 1-2 słupów z każdej strony, na których wytłumieniu ulegają efekty dynamiczne. Dotyczy to słupów kratowych wolno stojących i może nie zachodzić dla słupów na odciągach, ze względu na znacznie mniejszą zdolność absorbowania energii.

W czasie uszkodzeń I typu (zwłaszcza przy oblodzeniu) obciążenia zakłóceniami osiągają wyjątkowo duże wartości, zaś elementy linii są już wstępnie obciążone na granicy wytrzymałości. W tej sytuacji rozprzestrzenianie się awarii pozostaje praktycznie poza kontrolą i może ona rozwijać się aż do granic strefy o dużej intensywności obciążeń zewnętrznych.

Światowe kroniki notują kilka dużych awarii kaskadowych, w tym uszkodzenie 167 kolejnych słupów przelotowych kratowych w Danii w 1966 r. [53]. Rozprzestrzenianie się awarii słupowych pierwotnych i wtórnych w krajowych

¹⁾ W Polsce słupy przelotowe nie są wymiarowane na obciążenie zakłóceniami związane z zerwaniem przewodu.

liniach 110-220 kV charakteryzują wykresy na rys. B2, uzyskane z analizy rzeczywistych awarii [116]. Za miarę rozprzestrzeniania się uszkodzeń przyjęto prawdopodobieństwo uszkodzenia słupów przelotowych (trzonów) położonych w różnej odległości od pierwszego uszkodzonego słupa (nr 1 na rys. B.2).



Rys. B.2. Prawdopodobieństwo rozprzestrzeniania się uszkodzeń słupów przelotowych wewnątrz sekcji odciągowej podczas awarii słupowych pierwotnych i wtórnych

Fig. B.2. Probability of cascade tower collapses inside tension section of line.

Full line - during action of exceptional wind or ice loadings; broken line - by previous break of the other than tower components caused by defect, casual event etc.

Większe prawdopodobieństwa uszkodzeń w czasie awarii pierwotnych słupów mają związek z występowaniem dużych obciążeń zewnętrznych (najczęściej wiatrowych) oraz ze znacznie większym zwykle stopniem zdeformowania uszkodzonych konstrukcji. Blisko połowa awarii wtórnych słupów w analizowanym zbiorze została spowodowana zerwaniem przewodu przez upadające drzewa.

Zerwanie łańcucha przelotowego powoduje przekształcenie dwóch sąsiednich przeseł w jedno przeseł, z czym wiąże się wzrost naprężenia rzędu 40% oraz ok. 3-krotne powiększenie zwisu. Obciążenia zakłóceniami działające na sąsiednie słupy zależą w dużej mierze od tego, czy przewód częściowo opadnie na ziemię. Zachodzi to głównie w długich przesłach oraz dla dolnych faz, zwłaszcza gdy zerwanie nastąpi przy oblodzeniu. Sprzyja to obniżeniu obciążeń dynamicznych (składowej pionowej i podłużnej) [38, 108]. Jeżeli przewód nie opadnie na ziemię, statyczne naprężenie różnicowe działające na słupy przelotowe osiąga w krajowych liniach 110-400 kV przeciętnie ok. 40% naprężenia wstępnego w przewodach. Dla uszkodzeń II typu, tj. przy naprężeniu zbliżonym do EDS, obciążenie zakłóceniami nie jest na ogół w stanie spowodować uszkodzeń wtórnych. Odmienna sytuacja zachodzi dla uszkodzeń I typu, zwłaszcza przy oblodzeniu. Należy się tutaj liczyć z możliwością zerwania sąsiednich łańcuchów przelotowych, złamaniem wysięgników lub nawet trzonów

słupów przelotowych, z tego względu celowa jest koordynacja wytrzymałości pionowej wysięgników oraz łańcuchów przelotowych. Słabszym ogniwem powinien być wysięgnik z uwagi na mniejsze zagrożenie dla otoczenia, jakie stwarza jego uszkodzenie, znacznie mniejsze wartości obciążeń zakłóceńowych, jak również ze względu na możliwość odpadnięcia oblodzenia (np. wskutek przepływu prądu zwarcia).

ANEKS C

KOSZT, KOSZT A NOŚNOŚĆ ORAZ ROZRZUT NOŚNOŚCI ELEMENTÓW LINII

Udziały kosztów elementów w całkowitym koszcie budowy linii ustala się, uwzględniając utrudnienia terenowe na trasie linii (nawodnienie gruntu, liczba krzyżowanych obiektów, zalesienie itd.) oraz zróżnicowanie katalogowe elementów [120]. Przeciętny koszt danego elementu (tabl. C.1) wynika z kosztu elementu podstawowego (tj. słupa P, słupa ON150, fundamentów tych słupów oraz łańcuchów przelotowych i odciągowych o normalnej liczbie rzędów przeznaczonych do I i II strefy zabrudzeniowej) oraz mnożnika kosztu zależnego od charakteru terenu. W oparciu o dane BSİPE "Energoprojekt" Kraków dla tzw. terenu średniego można przyjąć następujące mnożniki kosztów:

- 1,12 dla słupów przelotowych oraz 1,20 dla słupów mocnych,
- 1,38 dla fundamentów,
- 1,26 dla łańcuchów przelotowych oraz 1,47 dla łańcuchów odciągowych.

Tablica C.1

Stosunek przeciętnego kosztu słupa przelotowego do przeciętnego kosztu innych elementów linii ($K_{(0)}/K_{i(0)}$)
 Ratio of average initial investment costs of suspension tower to average initial investment costs of other line components ($K_{(0)}/K_{i(0)}$)

Rodzaj elementu	Napięcie znamionowe linii i seria słupów					
	110 kV		220 kV		400 kV	
	S24	OS24	H52	M52	Y52	Z52
Słup przelotowy	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
Fundament słupa przelotowego	2,39	2,39	2,87	2,22	2,62	2,66
Słup odporowo-narożny	0,698	0,570	0,576	0,643	0,549	0,687
Fundament słupa odporowo-narożnego	1,100	0,649	0,991	0,860	0,880	1,180
Łańcuch przelotowy	15,5	22,3	14,6	24,3	7,53	19,2
Łańcuch odciągowy	10,4	15,0	6,02	10,0	2,95	7,50

Zależności między kosztem elementów linii oraz ich nośnością (wytrzymałością) są na ogół nieliniowe, co ujmuje wzór (3.20). Podstawę do oceny

tych związków mogą m.in. stanowić poniższe wzory potęgowe, znajdujące potwierdzenie w praktyce (dla słupów także w teorii [79]):

- dla słupów

$$G_s = b_0 P_k^{b_1} H^{b_2}, \quad (C.1)$$

- dla fundamentów stopowych

$$S = b_0 M_k^{b_1}, \quad (C.2)$$

- dla izolatorów długopniowych

$$C_1 = b_0 N_m^{b_1} a_u^{b_2}, \quad (C.3)$$

- dla osprzętu

$$C_0 = b_0 N_m^{b_1}, \quad (C.4)$$

w których:

- G - ciężar słupa, kN,
- H - średnia wysokość punktów zawieszenia łańcuchów izolatorów na słupie, m,
- P_k - charakterystyczna wartość (p. 3.4) siły poziomej u podstawy słupa, kN,
- M_k - charakterystyczna wartość momentu zginającego u podstawy słupa, kN·m,
- S - siła wrywająca lub wciskająca fundamentu stopowego, kN,
- C_1, C_0 - odpowiednio koszt (cena) izolatora długopniowego i osprzętu,
- N_m - wytrzymałość mechaniczna izolatora długopniowego lub osprzętu (np. wytrzymałość probiercza lub znamionowa izolatora, wytrzymałość łączników na rozrywanie lub bez odkształceń trwałych, wytrzymałość na wyslizg złączki i uchwytu odciągowego),
- a_u - droga upływu izolatora.

Oprócz tego można założyć w przybliżeniu proporcjonalny związek między ciężarem i kosztem słupa oraz między siłą wrywającą (lub wciskającą) i kosztem fundamentu [15].

Zależności (C.1) i (C.3) po zlogarytmowaniu dają równanie:

$$y = a + b_1 x_1 + b_2 x_2, \quad (C.5)$$

natomiast (C.2) i (C.4):

$$y = a + b_1 x_1, \quad (C.6)$$

gdzie $a = \ln b_0$. Nieznane parametry a, b_1 i b_2 można oszacować metodą analizy regresji liniowej [10], jeśli dysponuje się uzyskaną doświadczalnie próbą złożoną z N układów wartości argumentów x_1 i x_2 (lub x_1) i odpowiadających im wartości y . Należy podkreślić, że zależności (C.1)...(C.4) dobrano w taki sposób, aby umożliwić proste i poprawne określenie stopnia zależności kosztu elementu od nośności (wyttrzymałości) w aspekcie optymalizacji ryzyka uszkodzenia (rozdz. 3). Z tego względu m.in. we wzorze (C.1) nie ujęto momentu zginającego u podstawy słupa, który jest silnie powiązany z wysokością i siłą u podstawy słupa. Dla słupów i fundamentów wykorzystano dane z obliczeń statycznych serii słupów linii 110-400 kV (ujętych w tabl. C.1), udostępnione przez BSiPE "Energoprojekt" Kraków. Uwzględniono wszystkie rodzaje słupów w danej serii, a więc P, N (lub ON170), ON150, ON120 i ON90 (lub ON100) oraz 3 lub 4 wersje wysokościowe (dla fundamentów jedynie wersję podstawową). Wysokie wartości współczynnika korelacji wielowymiarowej oraz testy F Snedecora wykazują, że z bardzo małym ryzykiem błędu (poniżej 0,01) można odrzucić hipotezę o nieistotności otrzymanych funkcji regresji. Porównano również funkcje regresji dla różnych podzbiorów elementów, tj. słupów przelotowych i mocnych, słupów rozwidlonych i nierozwidlonych, fundamentów słupów przelotowych i mocnych itd., nie stwierdzając znaczących różnic. Dla izolatorów długopniowych oraz osprzętu $b_1 \approx 0,75$ jest przeciętną wartością otrzymaną z analizy danych kosztorysowych.

Tablica C.2

Liniowe funkcje regresji dla elementów linii 110-400 kV
Linear regression functions for components of 110-400-kV-lines

Rodzaj elementu	Liczebność próby	Współczynnik korel. wielowym.	Współczynniki regresji ¹⁾		
			b_0	b_1	b_2
Słupy kratowe	84	0,9824	0,0471 (0,0410...0,0541)	0,752 (0,712...0,792)	1,084 (0,972...1,195)
Fundamenty stopowe	siła wryw.	26	1,116 (1,028...1,212)	0,678 (0,621...0,734)	-
	siła wcisk.	26	1,271 (1,204...1,342)	0,691 (0,654...0,729)	-
Izolatory i osprzęt				~0,75	

¹⁾ W nawiasach podano przedziały ufności współczynników regresji na poziomie ufności 0,95.

Syntetyczne dane odnośnie do v_N zawiera tabl. C.3. Niektóre partie krajowych elementów, a zwłaszcza izolatorów, mogą posiadać wartości v_N wykraczające poza górne granice podane w tabl. C.3.

Tablica C.3

Współczynniki zmienności nośności (wytrzymałości) elementów linii wg Komitetu Studiów nr 22 CIGRE [146] oraz Komitetu Technicznego nr 11 IEC [126]
Strength variation coefficients of line components according to CIGRE Study Committee No. 22 [146] and IEC Technical Committee No. 11 [126]

Rodzaj elementu		v_N [%]	
		wg [146]	wg [126]
Słupy kratowe		5...10	5...10
Żerdzie	drewniane	-	10...25
	żelbetowe	10...20	20
	stalowe	-	3...7
Fundamenty	blokowe	10...30	5
	stopowe		10...30
	palowe		25
Przewody		1...5	3
Izolatory		2...8	3...6
Osprzęt		-	4...8

PROBABILISTYCZNE METODY WYMIAROWANIA LINII NAWIETRZNYCH
NA OBCIĄŻENIA ZEWNĘTRZNE

S t r e s z c z e n i e

Monografia zawiera podstawy wymiarowania elementów linii napowietrznych funkcjonalnie powiązanych, narażonych na obciążenia o dużej zmienności statystycznej, często wieloźródłowe. Przedstawiono metody transformacji wiatru, oblodzenia i temperatury w losowe obciążenia oraz klasyfikację stanów zagrożenia. Określono cechy rozkładów prawdopodobieństwa obciążeń oraz współczynniki korelacji obciążeń. Rozważania oparto na wynikach obszernych badań terenowych w Polsce i za granicą.

Zaproponowano metodę techniczno-ekonomicznej koordynacji wytrzymałości mechanicznej elementów przy uwzględnieniu stochastycznej zależności uszkodzeń elementów oraz warunków propagacji uszkodzeń w linii. Rozpatrzono sposób wykorzystania opracowanych modeli statystyczno-probabilistycznych dla kalibracji półprobabilistycznych normowych metod wymiarowania.

Podano zasady technicznej koordynacji wytrzymałości układów izolacyjnych linii zmieniających się pod wpływem wiatru. Określono wpływ wiatru na wymiarowanie odstępów powietrznych przewodów - konstrukcja słupa oraz przewodów - przewód z uwagi na przepięcia łączeniowe i atmosferyczne oraz napięcie robocze.

Koncepcje przedstawione w pracy mogą być wykorzystane także dla koordynacji w ujęciu probabilistycznym wymiarowania elementów rozdzielni napowietrznych oraz dla sformułowania ogólnych skoordynowanych zasad wymiarowania linii i stacji (pod względem mechanicznym, elektrycznym, zagrożenia porażeniowego itp.).

ВЕРОЯТНОСТНЫЕ МЕТОДЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ
ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ НА ВНЕШНИЕ НАГРУЗКИ

Резюме

Монография содержит основы проектирования функционально связанных элементов воздушных линий, подвергавшихся воздействию нагрузок с большой стохастической изменчивостью и содержащих часто несколько составляющих. Представлено методы трансформации ветра, обледенения и температуры в случайные нагрузки, а также классификацию условий, в которых могут выступать повреждения. Определены свойства законов распределения нагрузок и коэффициенты корреляции нагрузок. Рассуждения основаны на результатах обширных полевых измерений и испытаний в Польше и за границей.

Предложено метод технико-экономической координации механической прочности элементов при учёте стохастической зависимости повреждений элементов, а также условий распространения повреждений в линиях электропередачи. Рассмотрено способ использования разработанных моделей для калибровки нормативных методов проектирования.

Подано принципы технической координации прочности изоляционных систем в линиях электропередачи, изменяющихся под влиянием ветра. Определено влияние ветра на проектирование воздушных промежутков провод - опора и провод - провод по коммутационным и атмосферным перенапряжениям, а также по рабочему напряжению.

Идеи, представленные в работе, могут быть использованы также для координации вероятностными методами проектирования открытых подстанций, а также для формулировки общих скоординированных принципов проектирования линий и подстанций, принимая во внимание различные аспекты (механические, электрические, опасность поражения и т.д.).

PROBABILISTIC DESIGN OF OVERHEAD LINES WITH RESPECT
TO WEATHER RELATED LOADS

Summary

The monograph contains the principles of designing overhead line elements, functionally linked, exposed to the loads of the great statistical variation. They are often of the multi-source origin. There are presented the methods of transformation wind, icing and temperature into random loads as well as the classification of extreme loading states. The features of the loading probability distributions and the loading correlation coefficients are defined. The considerations are based on the results of the field investigations in Poland and abroad.

There is proposed the techno-economic method of mechanic strength co-ordination with regard to the stochastic dependence on the line component failures and to conditions of the failure propagation in the line. The use of probabilistic models for calibration of semi-probabilistic standard methods of designing is considered.

There are proposed the technical principles of co-ordination of the insulating system strength changing under the wind. The influence of the wind on dimensioning of air gaps conductor - tower and conductor - conductor with respect to switching surge, lightning surge and operating voltage are defined.

The conceptions are presented in the work can be also used for the probabilistic co-ordination of the outdoor substations designing and for putting into words general co-ordinated principles of substations and lines designing (from the electrical, and the mechanical points of view etc.).

P

3348/86/101

**WYDAWNICTWA NAUKOWE I DYDAKTYCZNE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ
MOŻNA NABYC W NASTĘPUJĄCYCH PLACÓWKACH:**

- 44-100 Gliwice — Księgarnia nr 096, ul. Konstytucji 14 b
44-100 Gliwice — Spółdzielnia Studencka, ul. Wrocławska 4 a
40-950 Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Żwirki i Wigury 33
40-098 Katowice — Księgarnia nr 005, ul. 3 Maja 12
41-900 Bytom — Księgarnia nr 048, Pl. Kościuszki 10
41-500 Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 22
41-300 Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2
47-400 Racibórz — Księgarnia nr 148, ul. Odrzańska 1
44-200 Rybnik — Księgarnia nr 162, Rynek 1
41-200 Sosnowiec — Księgarnia nr 181, ul. Zwycięstwa 7
41-800 Zabrze — Księgarnia nr 230, ul. Wolności 288
00-901 Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw Naukowych PAN —
Pałac Kultury i Nauki

Wszystkie wydawnictwa naukowe i dydaktyczne zamawiać można poprzez Składnicę Księgarską w Warszawie, ul. Mazowiecka 9.