

JERZY MACEZKO

Zakład Budowy Sieci Elektrycznych

ELBUD - Katowice

JAN POPCZYK

Instytut Elektorenergetyki

i Sterowania Układów Politechniki Śląskiej

OBCIĄŻALNOŚĆ PRZEWODÓW ROBOCZYCH LINII NAWIETRZNYCH
WYSOKIEGO NAPIĘCIA

Część I

ROZKŁADY PRAWDOPODOBIENSTWA TEMPERATURY PRZEWODÓW PRZY OBCIĄŻENIACH
ROBOCZYCH I ZWARCIOWYCH

Streszczenie. W artykule podano wzory do obliczania temperatury przewodów stalowo-aluminiowych w stanie cieplnie nieustalonym i ustalonym. Przedstawiono rozkłady temperatury przewodu AFL-6 240 mm² nagrzewanego prądem roboczym (rys. 3, 4). Omówiono wpływ kierunku linii i emisyjności przewodu na rozkład jego temperatury. Wykazano możliwość przyjęcia adiabaticznego nagrzewania przewodu podczas zwarcia oraz podano wzory (15; 16) do obliczania temperatury przewodu podczas zwarcia przy adiabaticznym nagrzewaniu. Podano metodę obliczania rozkładu temperatury przewodu po zakończeniu zwarcia. Rozkład taki obliczono dla wybranej linii 110 kV (rys. 8). W obliczeniach wykorzystano rozkład czasów trwania zwarcia w sieci 110 kV Zakładu Energetycznego Gliwice (rys. 7). Jako rozkład temperatury początkowej przewodu przed zwarcie przyjęto rozkład temperatury przewodu nagrzewanego prądem roboczym. Porównano ryzyko przekroczenia temperatur dopuszczalnych przy obciążeniach roboczych i zwarcio-
wych.

1. Wprowadzenie

W obliczeniach deterministycznych temperatury przewodu nagrzewanego prądem roboczym stosuje się do chwili obecnej metodę zaproponowaną w artykule amerykańskim [6]. W metodzie tej przyjmuje się dla obciążeń roboczych stan cieplny przewodu ustalony. Temperaturę przewodu oblicza się z równania bilansu cieplnego, w którym uwzględnia się podstawowe czynniki wpływające na nagrzewanie przewodu, tj. prąd roboczy, prędkość wiatru, temperaturę powietrza i całkowite promieniowanie słoneczne.

Metoda była sprawdzona eksperymentalnie we Włoszech [7], gdzie uzyskano zadowalającą zgodność wyników pomiarów z przeprowadzonymi obliczeniami. Metoda ta jest również zastosowana w niniejszym artykule.

Pierwsze prace traktujące problem nagrzewania przewodów prądem roboczym w sposób probabilistyczny pojawiły się w latach siedemdziesiątych. Zawierają one szereg uproszczeń. Nie uwzględniano mianowicie przy obliczaniu rozkładu temperatury przewodu kierunku wiatru oraz występowania prędkości wiatru mniejszych od 1 m/s. W badaniach tych potraktowano także łącznie promieniowanie bezpośrednie i rozproszone Słońca. W części drugiej niniejszego artykułu przedstawiono sposób uwolnienia się od powyższych uproszczeń przy obliczaniu rozkładu temperatury przewodu.

W dotychczasowych pracach problem nagrzewania przewodów prądem zwarciowym był rozpatrywany w zasadzie w sposób deterministyczny. W niniejszym artykule przedstawiono sposób wyznaczania rozkładu temperatury przewodu po zakończeniu zwarcia uwzględniający zarówno rozkład wartości początkowych prądu zwarciovego jak i rozkład czasów trwania zwarcia.

2. Temperatura przewodu w stanie cieplnie nieustalonym

Rdzeń stalowy i poszczególne warstwy drutów aluminiowych w przewodach stalowo-aluminiowych można traktować jako ciała izotermiczne. Równanie przewodnictwa ciepła dla takiego ciała ma postać

$$m \cdot C \frac{dt}{dt} = P_{\Sigma} \quad (1)$$

gdzie:

P_{Σ} - wypadkowa moc cieplna dostarczana do ciała wynikająca z bilansu cieplnego, W,

m - masa ciała, kg,

C - ciepło właściwe ciała, W.s/(kg.K),

dt - przyrost temperatury ciała, K,

dt - przyrost czasu, s.

Na rys. 1 przedstawiono schemat przepływu mocy cieplnej dla przewodu AFL-6 240 mm², w którym wyodrębniono rdzeń stalowy oraz wewnętrzną i zewnętrzną warstwę drutów aluminiowych.

Na rys. 1 oznaczono:

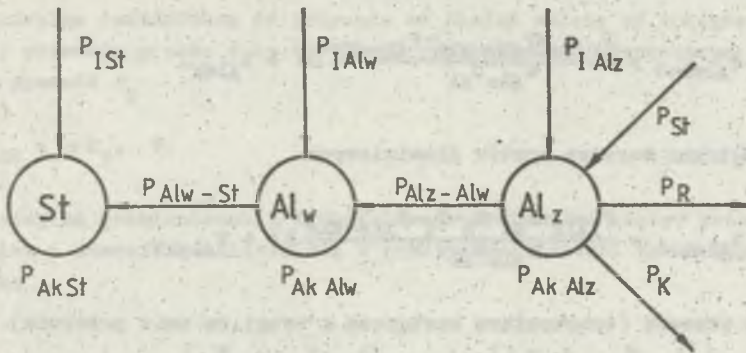
St - rdzeń stalowy,

Al_w, Al_z - wewnętrzna i zewnętrzna warstwa drutów aluminiowych,

P_I - moc cieplna wydzielająca się przy przepływie prądu,

P_{ak} - moc cieplna akumulowana,

P_{1-j} - moc cieplna przepływająca między i-tą i j-tą warstwą drutów,



Rys. 1. Przepływ mocy cieplnej w przewodzie AFL-6 240 mm² (oznaczenia w tekście)

Fig. 1. The flow diagram of thermal power in ACSR 240/40 mm² conductor
 St - steel core, Al_w, Al_z - inner and outer layers of aluminum wires, P_I - power gain by Joule heating P_k - power loss by convection, P_{i-j} - power flow between layers of wires i and j, P_{Sz} - power gain due to solar irradiation, P_R - power loss by radiation, P_{Ak} - power stored in conductor

- P_{Sz} - moc cieplna dostarczana od Słońca,
- P_R - moc cieplna oddawana drogą promieniowania,
- P_K - moc cieplna oddawana drogą konwekcji.

Uwzględniając we wzorze (1) bilanse mocy cieplnej wynikające z rys. 1 oraz stosując iloraz różnicowy przedni

$$\left(\frac{dt}{dt}\right)_k \approx \frac{t_{k+1} - t_k}{\Delta t} \quad (2)$$

gdzie:

- t_k, t_{k+1} - temperatury ciała w chwilach k-tej i k+1-wszej, °C,
- Δt - przyrost czasu między chwilami k-tą i k+1-wszą, s,

uzyskuje się wzory do iteracyjnego obliczania temperatury przewodu. Mają one postać

- rdzeń stalowy

$$t_{Stk+1} = \frac{P_{ISt} + P_{Al-St}}{n_{St} C_{St}} \Delta t + t_{Stk} \quad (3a)$$

- wewnętrzną warstwę drutów aluminiowych

$$t_{Alwk+1} = \frac{P_{IAlw} + P_{Alz-Alw} - P_{Alw-St}}{m_{Alw} C_{Al}} \Delta \bar{t} + t_{Alwk} \quad (3b)$$

- zewnętrzną warstwę drutów aluminiowych

$$t_{Alzk+1} = \frac{P_{IAlz} + P_{St-R} - P_K - P_{Alz-Alw}}{m_{Alz} C_{Al}} \Delta \bar{t} + t_{Alzk} \quad (3c)$$

- cały przewód (temperatura zastępcza z uwagi na zwis przewodu)

$$t_{pk+1} = \frac{P_I + P_{St} - P_R - P_K}{m_{St} C_{St} + m_{Al} C_{Al}} \Delta \bar{t} + t_{pk} \quad (3d)$$

gdzie: $m_{Al} = m_{Alz} + m_{Alw}$.

3. Temperatura przewodu przy obciążeniach roboczych

Przy obciążeniach roboczych można założyć dla przewodu stan cispliny ustalony ($dt/d\bar{t} = 0$), oraz ekwiskalarne pole temperatury w całym przewodzie (grad $t = 0$); równanie przewodnictwa ciepła dla przewodu sprowadza się wówczas do równania bilansu ciepła w postaci

$$P_I + P_{St} - P_R - P_K = 0. \quad (4)$$

Prąd przemienny przepływając przez przewód wydziela moc cieplną

$$P_I = I^2 R_{20} [1 - \alpha_R (t_p - 20)] \quad , \quad W \quad (5)$$

gdzie:

I - prąd, A,

R_{20} - rezystancja przewodu w temperaturze $+ 20^\circ C$, Ω ,

α_R - temperaturowy współczynnik rezystancji, $1/K$,

t_p - temperatura przewodu, $^\circ C$.

Wpływ zjawiska naskórkowości, magnesowania rdzenia stalowego i prądów wirowych na rezystancję stosowanych przewodów stalowo-aluminiowych jest niewielki i we wzorze (5) można stosować rezystancję normową.

Moc cieplna dostarczana do przewodu od Słońca zależy od absorpcyjności cieplnej przewodu α oraz mocy cieplnej promieniowania słonecznego padającego na przewód P_p

$$P_{S\lambda} = \alpha P_p, \text{ W.} \quad (6)$$

Moc cieplną promieniowania długofalowego wymienianą między przewodem a otoczeniem i atmosferą oblicza się z praktycznej postaci prawa Stefana-Boltzmana

$$P_R = \sigma \varepsilon S \left\{ 0,75 \left[\left(\frac{T_p}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_o}{100} \right)^4 \right] + 0,25 \left[\left(\frac{T_p}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_N}{100} \right)^4 \right] \right\}, \text{ W} \quad (7)$$

gdzie:

$\sigma = 5,6693 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$ - stała promieniowania,

ε - emisyjność cieplna przewodu,

S - powierzchnia przewodu, m^2 ,

T_p - temperatura bezwzględna przewodu, K,

T_o - temperatura bezwzględna powietrza, K,

T_N - temperatura bezwzględna atmosfery, K.

Moc cieplną odbieraną z przewodu przez konwekcję określa prawo Newtona

$$P_K = \frac{\lambda}{d} Nu S (t_p - t_o), \text{ W} \quad (8)$$

gdzie:

λ - przewodność cieplna powietrza w pobliżu powierzchni przewodu, $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$,

d - średnica przewodu, m,

Nu - liczba kryterialna Nusselta,

S - powierzchnia przewodu, m^2 ,

t_p - temperatura przewodu, $^{\circ}\text{C}$,

t_o - temperatura powietrza, $^{\circ}\text{C}$.

Liczbę kryterialną Nusselta w przypadku konwekcji wymuszonej pod wpływem wiatru oblicza się z równania kryterialnego [1]

$$\log_{10} Nu = -0,070431 + 0,31526 \log_{10} Re + 0,035526 (\log_{10} Re)^2, \quad (9)$$

$$Re = \frac{dV}{\nu}, \quad (10)$$

gdzie:

- Re - liczba kryterialna Reynoldsa,
- d - średnica przewodu, m,
- V - prędkość wiatru wiejącego prostopadle do przewodu, m/h,
- ν - lepkość kinematyczna powietrza, m^2/h .

W przypadku konwekcji naturalnej występującej przy braku wiatru liczbę Nusselta oblicza się z równania kryterialnego [1]

$$\log_{10} Nu = 0,12724 + 0,02238 \log_{10}(P_r G_r) + 0,04203 [\log_{10}(P_r G_r)]^2 - 0,0025973 [\log_{10}(P_r G_r)]^3, \quad (11)$$

$$P_r = \frac{\mu G_p}{\lambda}, \quad (12)$$

$$G_r = \frac{d^3 \beta g (t_p - t_o)}{\nu^2}, \quad (13)$$

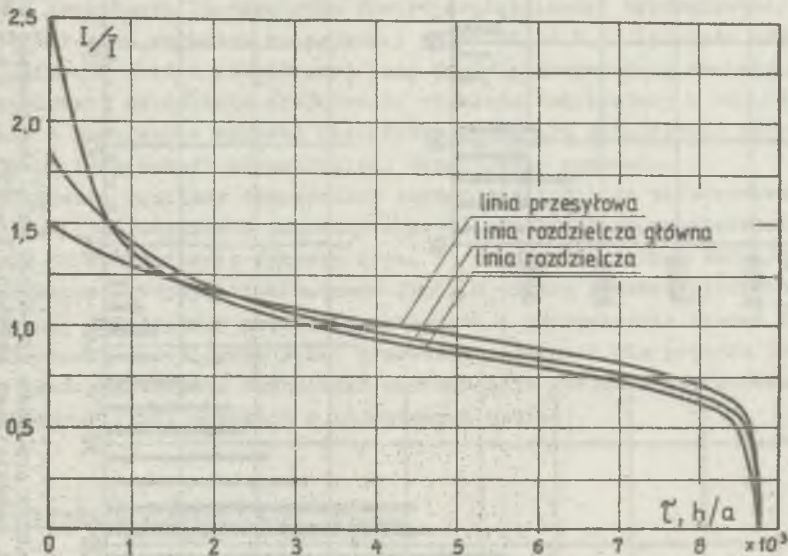
gdzie:

- P_r - liczba kryterialna Prandtla,
- G_r - liczba kryterialna Grashofa,
- λ, d, t_p, t_o - jak we wzorze (8),
- ν - lepkość kinematyczna powietrza, m^2/h ,
- μ - lepkość dynamiczna powietrza, $kg/(m \cdot h)$,
- G_p - ciepło właściwe powietrza, $W \cdot h/(kg \cdot K)$,
- $\beta = 1/(t_p + 273)$ - współczynnik rozszerzalności objętościowej powietrza w warstwie przyściennej przewodu, $1/K$,
- $t_p = (t_p + t_o)/2$ - temperatura powietrza w warstwie przyściennej, $^{\circ}C$,
- g - przyspieszenie ziemskie, m/h^2 .

Obliczanie temperatury przewodów na podstawie równania (4) bez korzystania z komputerów jest uciążliwe. W pracy [2] wykonano wariantowe obliczenia komputerowe temperatury ustalonej przewodu AFL-6 240 mm² dla różnych wartości prądu obciążenia, prędkości wiatru, temperatury otoczenia, promieniowania słonecznego i emisyjności przewodu. Wyniki obliczeń aproksymowano prostymi wzorami, które zamieszczone są w artykule [3].

4. Rozkłady temperatury przewodu przy obciążeniach roboczych

Ze względu na funkcję i grafik obciążenia linie wysokiego napięcia pracujące w systemie elektroenergetycznym można podzielić na: przesyłowe, rozdzielcze główne i rozdzielcze. Taki podział linii jest zgodny z zaleceniami IEC [5], w których poszczególnym rodzajom linii przypisano modele obciążenia w postaci uporządkowanych rocznych wykresów (rys. 2) względnego prądu roboczego (za prąd odniesienia przyjmuje się przeciętny prąd roboczy I).

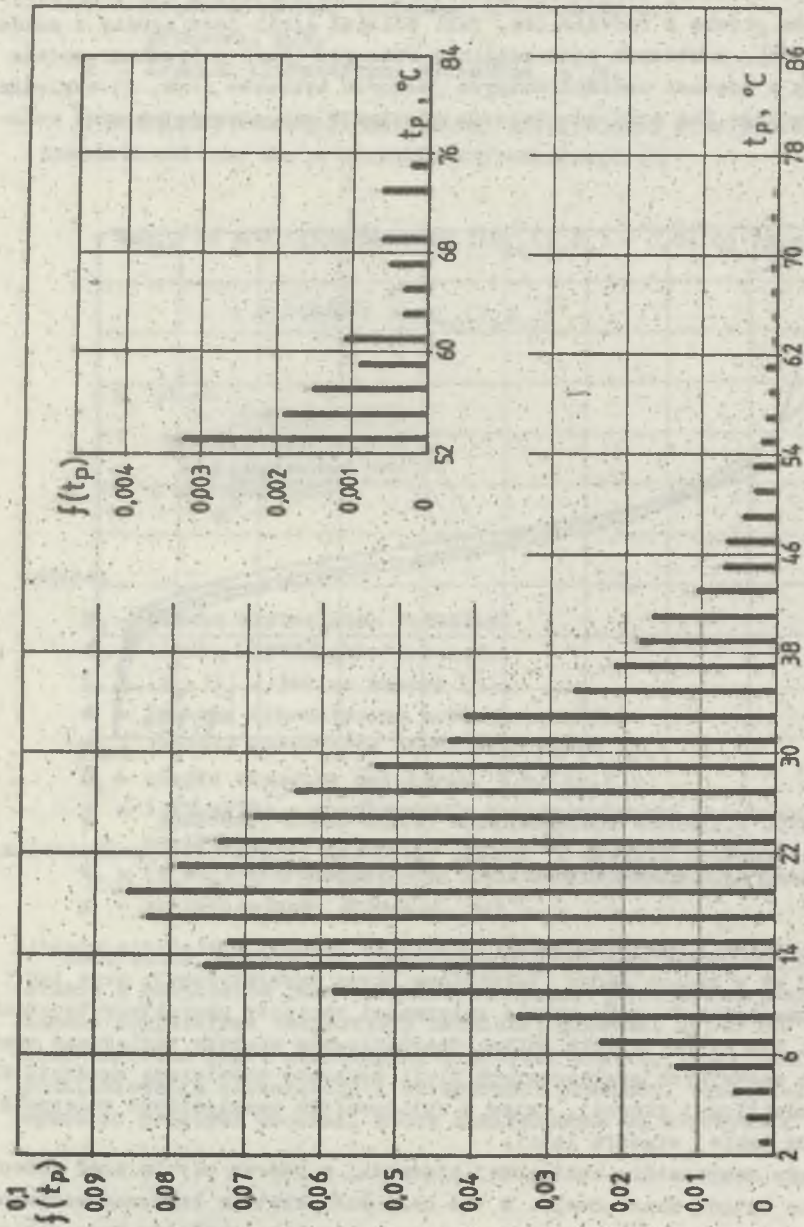


Rys. 2. Wykresy uporządkowane roczne prądu roboczego

Fig. 2. Arrangement diagram of annual operating current for transmission line, main distribution line and distribution line

Dla porównania przeprowadzono badania zmienności obciążenia sześciu linii 110 kV z terenu PdOEn (Południowy Okręg Energetyczny); przy ich wyborze uwzględniono cały zakres zmienności obciążeń charakterystycznych dla linii 110 kV na terenie PdOEn. Uporządkowane wykresy względnego prądu roboczego wszystkich analizowanych linii wykazały największą zgodność dla linii rozdzielczej głównej, zatem w obliczeniach uwzględniono zmienność obciążenia takiej właśnie linii.

Rozkłady temperatury zastępczej przewodu, w którym płynie prąd roboczy, wyznaczono metodą Monte Carlo. W tym celu wielokrotnie losowano wartości czynników atmosferycznych i prądu roboczego wg ich rozkładów oraz obliczono odpowiadające tym wartościom temperatury przewodu, tworząc szukany



rys. 3. Rozkład prawdopodobieństwa temperatury przewodu APL-6 240 mm², obciążonego prądem zgodnie z wykresem uporządkowanym dla linii rozdzielczej głównej, $I = 350$ A, $\epsilon = 0,95$

Fig. 3. Frequency of occurrence of the ACSR 240/40 conductor temperature, current load for main distribution line, mean current $I = 350$ A, thermal emissivity constant $\epsilon = 0,95$

rozkład. Na rys. 3 przedstawiono przykładowy rozkład temperatury zastępczej przewodu.

W oparciu o wyznaczone rozkłady temperatury zastępczej przewodu przeprowadzono badania wpływu kierunku linii i emisyjności przewodu na rozkład jego temperatury. Wyznaczono rozkłady temperatury przewodu dla dwóch kierunków linii E-W (wschód-zachód) i N-S (północ-południe). Test istotności Smirnowa-Koźmogorowa wykazał zgodność rozkładów dla obu kierunków linii na poziomie istotności $\alpha = 0,01$. Obliczone rozkłady temperatury zastępczej przewodu dla różnych jego emisyjności. W przypadku linii obciążonej zgodnie z wykresem uporządkowanym dla linii rozdzielczej głównej o prądzie szczytowym 15-minutowym równym obciążalności dopuszczalnej długo-trwale 645 A ze wzrostem emisyjności przewodu od 0,25 (przewód nowy) do 0,95 (przewód silnie zabrudzony) jego średnia temperatura zmalała o ok. 6%, natomiast odchylenie standardowe rozkładu temperatury o ok. 8%; świadczy to o możliwości wzrostu obciążenia linii bez zwiększenia ryzyka przekroczenia temperatury dopuszczalnej długo-trwale przewodu.

Wyznaczone rozkłady temperatury zastępczej przewodu aproksymowano rozkładami teoretycznymi Gumbela (rys. 4). Rozkłady te wykorzystano następnie do sporządzenia wykresu (rys. 5) przedstawiającego zależności między prądem szczytowym 15-minutowym linii a czasem rocznym przekroczenia określonej temperatury przewodów roboczych i jednocześnie czasem rocznym przekroczenia określonego zwisu przewodów roboczych dla prędkości 350 m (zwis jest podstawowym czynnikiem warunkującym obciążalność przewodów napowietrznych linii wysokich i najwyższych napięć).

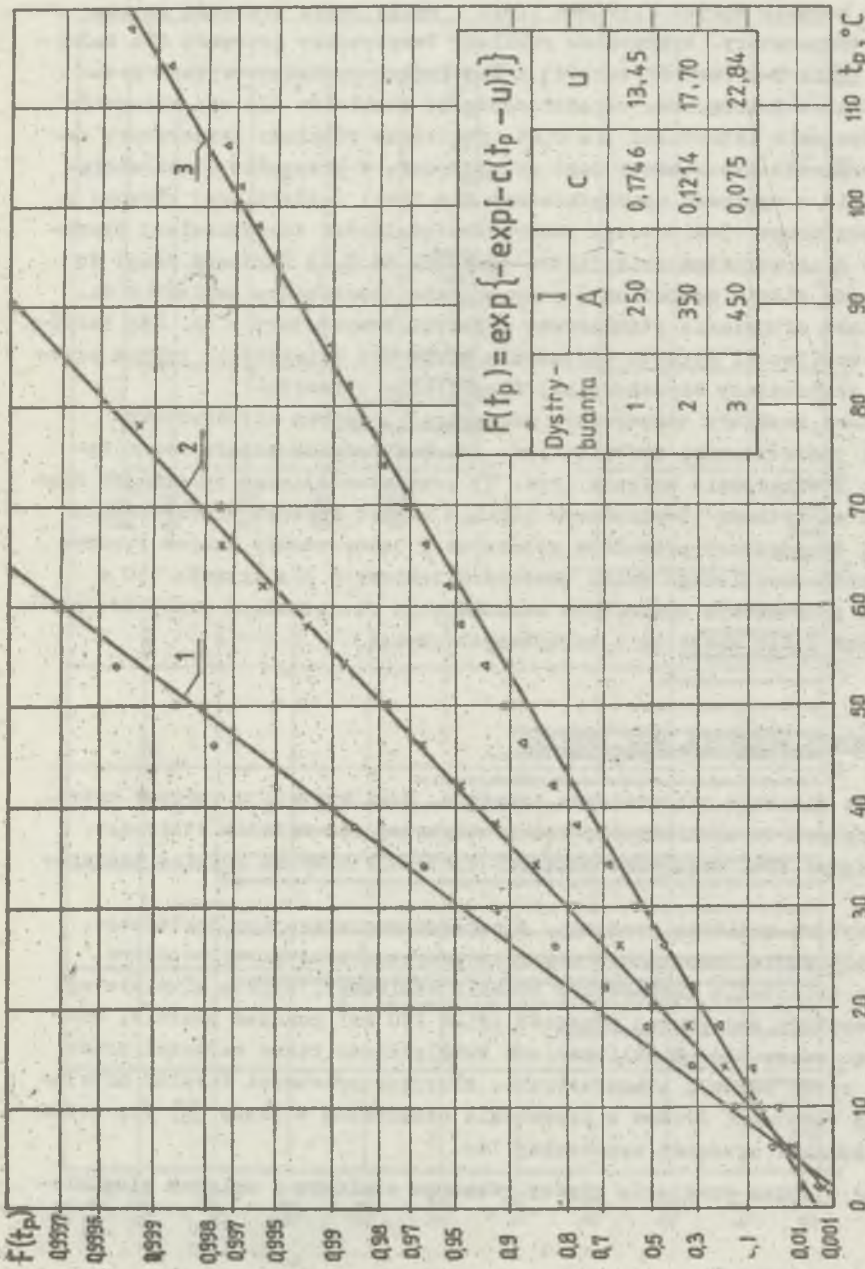
5. Temperatura przewodu przy zwarciu

W stanie cieplnie nieustalonym przewodu, jaki występuje podczas zwarcia, temperatura oplotu aluminiowego rośnie szybciej niż rdzenia stalowego. Dlatego między tymi częściami przewodu występuje znaczna różnica temperatur.

Celem wyboru możliwie prostego, a zarazem wystarczająco dokładnego, sposobu obliczania temperatury przewodu przy zwarciu, przeprowadzono wariantowe obliczenia temperatury rdzenia stalowego, oplotu aluminiowego oraz temperatury zastępczej przewodu AFL-6 240 mm² podczas zwarcia, wykorzystując wzory (3). W obliczeniach uwzględniono różne wartości prądu zwarcia i różne warunki atmosferyczne. Przyjęto oporności cieplne przejścia między warstwami drutów w przewodzie oszacowane w pracy [2] dla jednostkowej długości przewodu wynoszącej 1m:

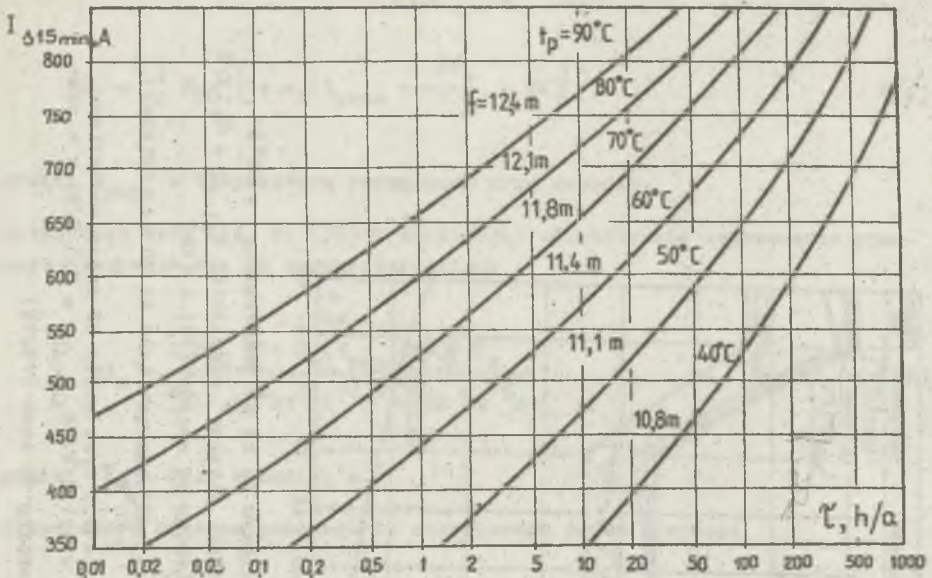
- oporność cieplna przejścia między rdzeniem stalowym i oplotem aluminiowym

$$R_{St-Al} = 0,1 \text{ K/W,}$$



rys. 4. Funkcje rozkładu temperatury przewodów APL-6 240 mm² obciążonego prądem zgodnie z wykresom uporząd-
kowanym dla linii rozdzielczej głównej, w słatce rozkładu Gumbela, $\xi = 0,6$.

Fig. 4. Probability distribution functions of the ACSR 240/40 conductor temperature in Gumbel net, current
load for main distributions line, $\xi = 0,6$.



Rys. 5. Zależność między prądem szczytowym 15-minutowym o wykresie uporządkowanym dla linii rozdzielczej głównej a czasem przekroczenia określonej temperatury przewodu (zwisu dla przęsła 350 m)

Fig. 5. 15-minutes peak current versus time of the ACSR 240/40 mm² overheating (sag for span of 350 m length), current load for main distribution line, $\xi = 0,6$.

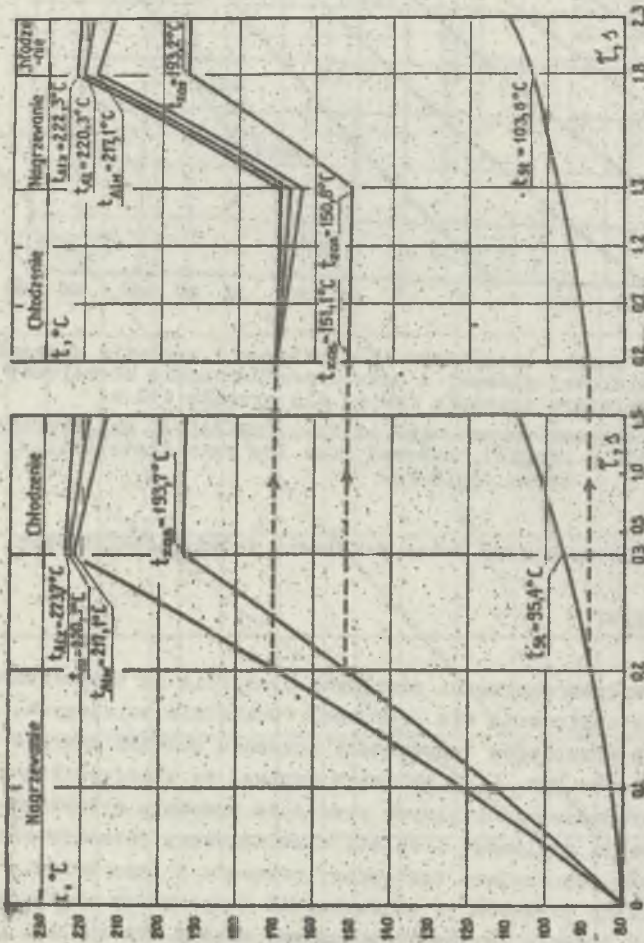
- oporność cieplna przejścia między dwoma warstwami drutów aluminiowych

$$R_{Alw-Alz} = 0,05 \text{ K/W.}$$

W celu sprawdzenia wpływu oporności cieplnych przejścia na temperaturę przewodu wykonano także obliczenia dla oporności 10-krotnie mniejszych.

Przykład obliczonych przebiegów temperatury przewodu podczas zwarcia przedstawiono graficznie na rys. 6. Z obliczeń wynika, że chłodzenie przewodu oraz zmniejszenie oporności cieplnych przejścia powodują wyrównywanie się temperatur rdzenia stalowego i oplotu aluminiowego, jednakże nie powodują istotnych zmian temperatury zastępczej przewodu i jego zwisu. Można także przy zwarciach trwałych, w obliczeniach temperatury zastępczej przewodów, pomijać czas trwania przerwy bezprądowej między obu cyklami automatyki SPZ.

Zakładając w czasie zwarcia stałą rezystancję przewodu, równą rezystancji w temperaturze średniej z temperatury początkowej i końcowej przy zwarcu, moc cieplną wydzielaną w przewodzie można wyrazić wzorem



rys. 6. Przebieg nagrzewania przewodu API-6 240 mm² prądem zwarciowym 40 kA od temperatury +80°C. Warunki atmosferyczne: $t_0 = 30^\circ\text{C}$, $v = 0,5$ m/s, $P_{\Sigma} = 40$ W/m. Oporności cieplne przejścia: $R_{\text{Al-St}} = 0,1$ K/W, $R_{\text{Alz-Alw}} = 0,05$ K/W; α - temperatura przewodu obliczona wg wzorów (15) i (16)

Fig. 6. Response of the ACSR 240/40 mm² temperature to a short-circuit current load in 40 kA, initial conductor temperature before short-circuit is $+80^\circ\text{C}$

Atmospheric conditions: air temperature is 30°C , wind velocity is $0,5$ m/s, power of solar radiation is 40 W/m. Thermal resistances between layers of wires: $R_{\text{Al-St}} = 0,1$ K/W, $R_{\text{Alz-Alw}} = 0,5$ K/W; α - conductor temperatures computed according to eqns (15,16)

$$P_I = I_Z^2 R_{20} \left[1 + \alpha_R (t_{pocz} + \frac{\Delta t_Z}{2} - 20) \right], \quad (14)$$

gdzie: t_{pocz} - temperatura początkowa przy zwarciu.

Wstawiając wzór (14) do (3d) i zakładając adiabatyczne nagrzewanie przewodu otrzymuje się po przekształceniach

$$\Delta t_Z = \frac{I_Z^2 R_{20} \left[1 + \alpha_R (t_{pocz} - 20) \right] \tau_Z}{m_{Al} C_{Al} + m_{St} C_{St} - 0,5 I_Z^2 R_{20} \alpha_R \tau_Z}, \quad (15)$$

gdzie: τ_Z - czas zwarcia, s.

Temperatura końcowa przewodu po zakończeniu zwarcia wynosi

$$t_Z = t_{pocz} + \Delta t_Z. \quad (16)$$

Temperatury przewodu podczas zwarcia obliczone za pomocą wzorów (15) i (16) zaznaczono na rys. 6. Różnice między tymi temperaturami a temperaturami zastępczymi przewodu dla analizowanych zwarć są niewielkie, co uzasadnia możliwość stosowania wzorów (15) i (16) do obliczeń temperatury przewodów stalowo-aluminiowych przy zwarciach.

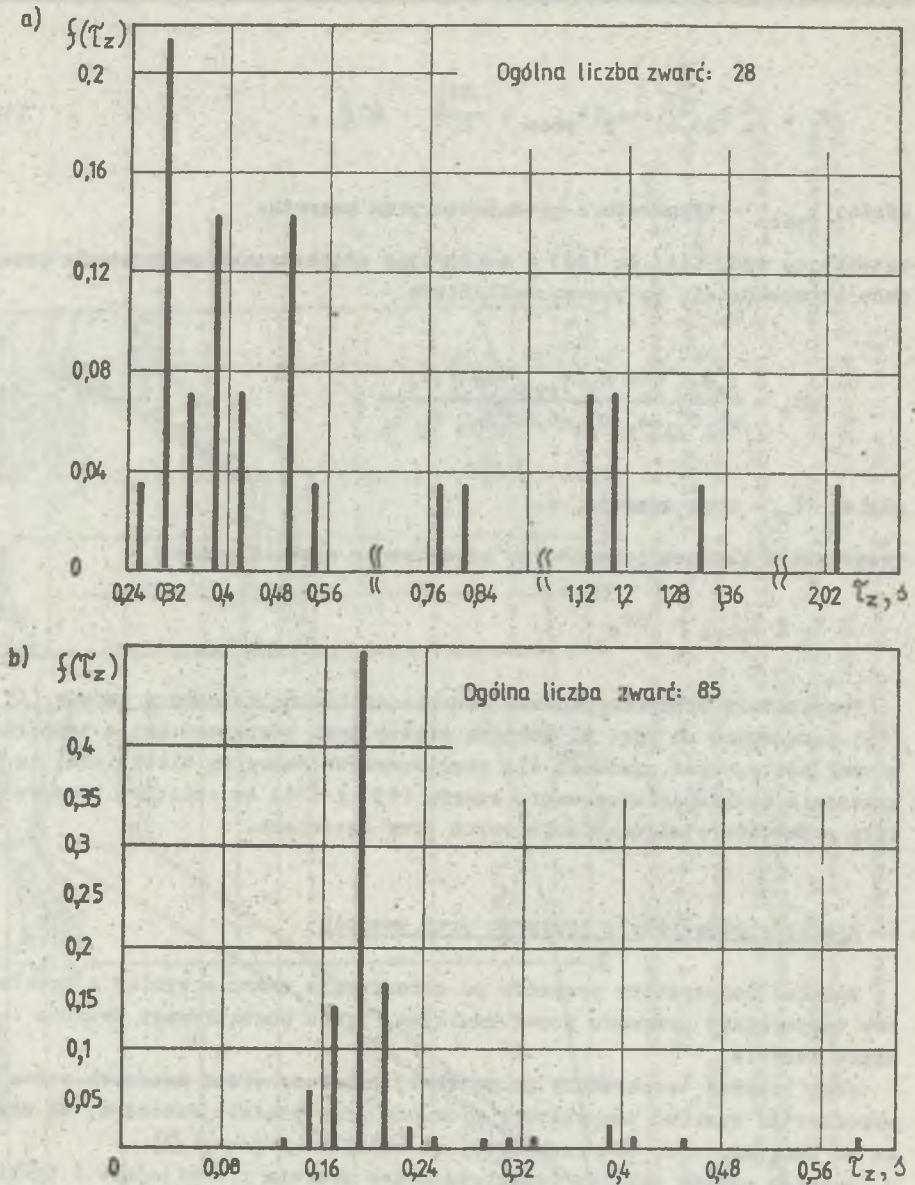
6. Rozkłady temperatury przewodu przy zwarciu

Rozkład temperatury przewodu po zakończeniu zwarcia wynika z rozkładów temperatury przewodu przed zwarciem, prądu początkowego zwarcia i czasu zwarcia.

Jako rozkład temperatury początkowej przewodu przed zwarciem można wykorzystać rozkład temperatury przewodu przy prądzie roboczym, ze względu na dużą zgodność obu rozkładów, co wykazano w pracy [2].

Rozkład czasów zwarcia (uwzględniający zwarcia przemijające i trwałe) można przyjąć na podstawie pracy [8]; wyniki badań statystycznych czasów zwarcia zamieszczone w tej pracy przedstawiono na rys. 7. Dotyczą one sieci 110 kV ZE Gliwice.

Przykładową analizę przyrostu temperatury przewodów roboczych w czasie swarcia przeprowadzono dla dwutorowej linii Skawina-- Kraków Prądnik z przewodami roboczymi AFL-6 240mm² o długości 24,5 km. W układzie sieciowym w okresie jesienno-zimowym 1980/1981 poziom obliczeniowy prądu począt-



Rys. 7. Histogramy czasów trwania zwarc w sieci 110 kV (ZE Gliwce, okres 1981-1982 r.)

a - swarcia trwałe, b - swarcia przemijające

Fig. 7. Frequency of occurrences of short-circuit time in 110 kV network in Gliwice Power Company, period 1981-1982

a - permanent short-circuits, b - transient short-circuits

kowego w stacji Skawina był wyższy niż w stacji Kraków Prądnik i wynosił 21,2 kA (prądy zwarć trójfazowych były zbliżone do prądów zwarć jednofazowych, $X_0/X_1 \approx 1$). Wartość tę przyjęto do obliczeń zakładając, że nie zmienia się ona w czasie; rzeczywiste poziomy prądów początkowych w stacjach zależą od zestawu włączonych generatorów i są na ogół niższe.

Rozkłady prądu początkowego dla przykładowej linii wyznaczono metodą analityczną wg pracy [4]. Rozkład temperatury przewodów roboczych po zakończeniu zwarcia wyznaczono w przedstawiony poniżej sposób.

Temperatury przewodu, po zakończeniu zwarcia, obliczono za pomocą wzorów (15) i (16) dla dyskretnego rozkładu miejsca zwarcia wzdłuż linii oraz dyskretnych wartości czasu trwania zwarcia i temperatury przewodu przed zwarcie. Nie rozpatrywano zwarć poza linią. Rozkład temperatur przewodu po zakończeniu zwarcia otrzymano przez zsumowanie, z odpowiednimi prawdopodobieństwami, przypadków występowania zwarć, dla których temperatura końcowa mieściła się w określonym przedziale temperatury przewodu po zakończeniu zwarcia. Przy wyznaczaniu rozkładu przyjęto następujące założenia:

- rozkład miejsca zwarcia wzdłuż linii jest równomierny,
- częstość występowania zwarć przemijających wynosi $10 \frac{1}{100 \text{ km.a}}$, natomiast zwarć trwałych $2,5 \frac{1}{100 \text{ km.a}}$,
- udziały poszczególnych rodzajów zwarć wynoszą: 1f-75%, 2f-5%, 2f+z-15%, 3f-5%,
- w przypadku zwarć trwałych w drugim cyklu automatyki SPZ następuje skrócenie pierwszej strefy działania zabezpieczeń odległościowych do 80% długości linii,
- różnica między czasem trwania zwarcia w pierwszej i drugiej strefie wynosi 0,6 s,
- zawodność zabezpieczeń wynosi 5%.

Uzyskany rozkład temperatury przewodów roboczych po zakończeniu zwarcia dla linii Skawina-Kraków Prądnik przedstawiono na rys. 8, natomiast w tablicy 1 podano kwantyle temperatury przewodu i okresy powtarzalności temperatur większych od tych kwantyli.

7. Zakończenie

Obciążalność przewodów linii napowietrznych jest obecnie uwarunkowana temperaturą dopuszczalną długotrwale. Dla przewodów stalowo-aluminiowych temperatura ta wynosi 80°C , wg Zarządzenia MGIE nr 29 z 17.07.1974 r. Nie ma jednak jednoznacznego kryterium uzasadniającego tę wartość. Niewątpliwie czynnikami wpływającymi na wartość temperatury dopuszczalnej długotrwale są: zwisy i wytrzymałość mechaniczna przewodu. Decydujące znaczenie mają zwisy; zmniejszenie wytrzymałości mechanicznej nie ma natomiast istotnego znaczenia.

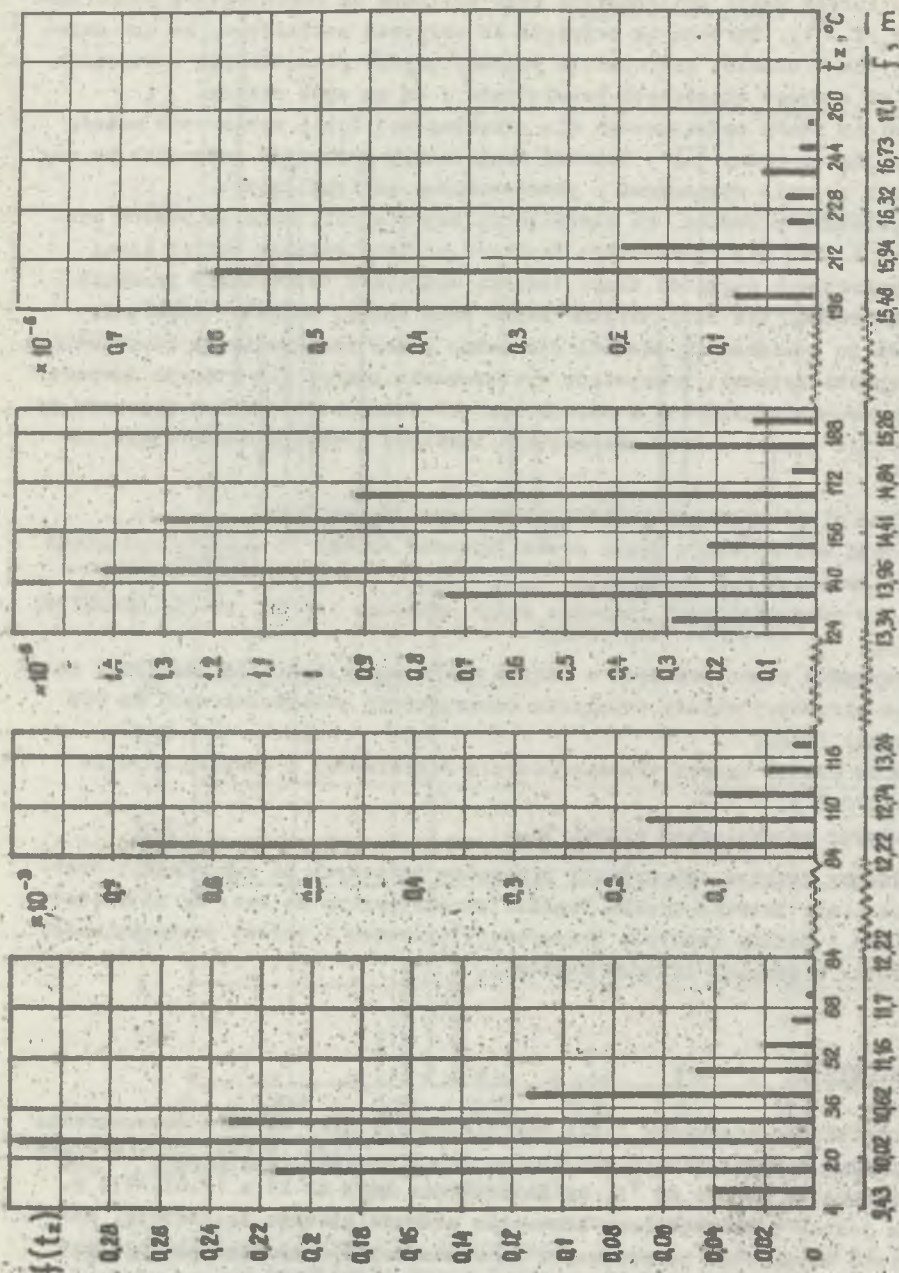


Fig. 6. Modeled predicted ultimate temperature of conductors (emisu dla przewoźa 350 m) przewoźu po zakończeniu swarcia dla linii Skawina-Eraków Prądnik

Fig. 6. Frequency of occurrences of final temperature after short-circuit of the A08R 240/40 mm² (eag for span of 350 m length) for Skawina-Eraków Prądnik line

Tablica 1

Kwantyle i okresy powtarzalności temperatury przewodu t_z po zakończeniu zwarcia dla linii Skawina-Kraków Prądnik

Prawdopodobieństwo przekroczenia [%]	Rozkład temperatury	
	t_z [°C]	τ [a]
0,1	84,7	326
1	63	32,6
5	48,6	6,5

Znajomość rozkładów probabilistycznych temperatury przewodu i tym samym zwisów, daje możliwość bardziej poprawnej koordynacji dopuszczalnej obciążalności przewodów i gabarytów (wysokości) słupów. Analiza probabilistyczna pozwala również bardziej poprawnie skoordynować temperaturę dopuszczalną długotrwale i temperaturę dopuszczalną przy zwarciu (ta ostatnia wynosi obecnie 200°C).

LITERATURA

- [1] Davis M.W.: A New Thermal Rating Approach, Part.2. IEEE Trans.on PAS, nr 3, 1977 r.
- [2] Macejko J.: Modele statystyczno-probabilistyczne zmian temperatury przewodów roboczych linii napowietrznych wysokiego napięcia w warunkach normalnych i zwarciovych. Politechnika Śląska, Gliwice 1983 r. (praca doktorska).
- [3] Macejko J., Popczyk J.: Ocena przekroczeń dopuszczalnych zwisów przewodów roboczych AFI-6 o przekroju 240 mm² dla linii 110 kV w stanach normalnych i podczas zwarć. Energetyka nr 7, 1984 r.
- [4] Błaszczyk A.: Rozkłady prawdopodobieństwa prądu początkowego w sieci 110 kV. Sympozjum. Metody obliczania prądów zwarciovych w układach elektroenergetycznych. Łódź (sympozjum odbyło się w listopadzie 1985 r.).
- [5] Recommendations for Overhead Lines. Draft-clearances on overhead lines. Vertical clearances. IEC Technical committee nr 11, June 1978 r. Part 1.
- [6] House H.E, Tuttle P.D: Current Carrying Capacity of ACSR. AIEE Trans. on PAS, nr 40, 1959 r.
- [7] Di Giacomo G., Paoli P., Tessadori G.: Thermal Behaviour of conductors in Overhead Power Lines Experiments and Simulations Method. June 1977 r.

- [8] Łasek J.: Badania statystyczne uszkodzalności wyłączników oraz czasów trwania zwarć w sieciach 110 kV w aspekcie stosowania podejścia statystyczno-probabilistycznego w doborze urządzeń na warunki zwarciowe. Politechnika Śląska, Gliwice 1983 (praca magisterska).

Recensent: doc. dr hab. inż. Kazimierz Kinsner

Wpłynęło do redakcji dn. 15 kwietnia 1985 r.

ТОКОВЫЕ НАГРУЗКИ РАБОЧИХ ПРОВОДОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

ЧАСТЬ I

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ТЕМПЕРАТУРЫ РАБОЧИХ ПРОВОДОВ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Резюме

В статье представлены уравнения для вычисления температуры стали-алюминиевых проводов при установившемся и неустойчивом режиме передачи тепла. Распределения температуры провода $AC240/40\text{мм}^2$ при нагрузке рабочим током приведены на рис. 3, 4. Изображено влияние напряжения линии и эмиссионности провода на распределение его температуры. Указано, что при расчёте температуры провода после короткого замыкания можно принять адиабатический процесс нагрева. Это предложение использовано при непосредственном расчёте окончательной температуры провода после короткого замыкания (ур. 15, 16). Предложен метод вычисления распределения конечной температуры провода. Такое распределение вычислено для избранной линии 110 кВ (рис. 8). В этих вычислениях использовано распределение времени короткого замыкания в осях 110 кВ в Энергетическом Районе Гливице (рис. 7). Распределение температуры провода при нагрузке рабочим током, режимом - дается принимать как распределение начальной температуры провода до короткого замыкания. Показан риск превышения температуры провода при нагрузке рабочим током и током короткого замыкания (рис. 5 и таблица 1).

THE AMPACITY OF THE PHASE CONDUCTORS OF HIGH VOLTAGE OVERHEAD LINES

Part. I

THE CONDUCTOR TEMPERATURE DISTRIBUTIONS OF PROBABILITY IN OPERATING AND SHORT-CIRCUIT CONDITIONS

S u m m a r y

In the paper, the formulas for numerical determinations of ACSR conductor temperature in transient state and steady-state heat transfer are presented. The distributions of ACSR 240/40 mm² conductor temperature in operating conditions are given (Fig.3,4). The effect of line direction and conductor emissivity on distribution of conductor temperature are described. In determinations of conductor final temperature after short-circuit, the adiabatic heating can be assumption. This base is used in direct determinations of the ACSR final temperature (eqns. 15,16). The method of determination of conductor final temperature distribution is explained. Final temperature distribution has been computed for selected 110 kV overhead line (fig.8). In that computations frequency of occurrences of short-circuit time in 110 kV network in Gliwice Power Company have been used (fig.7). Conductor temperature distributions in operating conditions can be assumed the same as initial conductor temperature distributions before short-circuit. The risks of exceed of rated carrying temperatures in normal and short-circuit conditions are compared (see table 1 and fig.5).