

Analiza poprzecznego rozkładu temperatury w przewodach elektroenergetycznych

Streszczenie. W artykule omówiono aspekty dotyczące poprzecznego rozkładu temperatury występującego pomiędzy rdzeniem stalowym a powierzchnią przewodów AFL oraz ACSS. W artykule zaprezentowano model matematyczny służący do obliczeń różnicy rozkładu temperatury na przekroju poprzecznym przewodów. Przy dużej gęstości prądu temperatura rdzenia przewodu jest wyższa od temperatury oplotu przewodu natomiast występowanie poprzecznej różnicy temperatury wpływa na obliczenia zwisu przewodów.

Abstract. The paper considers aspects of the thermal temperature drop between steel core and surface of ACSR and ACSS conductors. The article presents mathematical model for calculations steady-state radial temperature difference in overhead conductor. At high current density temperature of the conductor's core is greater than surface temperature and the impact of radial temperature drop affect the calculations of the conductor sag. (The analysis of radial temperature gradient in bare stranded conductors).

Słowa kluczowe: linie napowietrzne, przewody elektroenergetyczne, obciążalność dynamiczna, poprzeczny rozkład temperatury w przewodach.

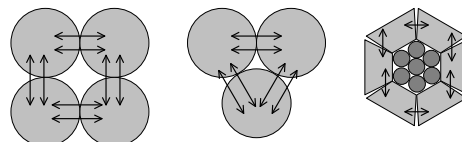
Keywords: overhead lines, electric conductors, dynamic thermal rating, temperature gradient in conductor.

Wprowadzenie

Charakterystyczną cechą wielu krajowych linii napowietrznych 110 i 220 kV jest niewielka zdolność przesyłowa. Niska obciążalność prądowa tych linii wynika głównie z temperatury granicznej roboczej wynoszącej jedynie 40°C, co przekłada się na bardzo małe odległości pionowe między przewodami roboczymi a obiektami będącymi w przestrzeni pod linią napowietrzną. Alternatywnym rozwiązaniem do budowy nowych linii jest modernizacja linii istniejących, pozwalająca na znaczne podwyższenie prądu dopuszczalnego długotrwale z zachowaniem kryterium zwisów. Większość działań modernizacyjnych podejmowanych przez operatorów sieciowych wiąże się często z podwyższeniem temperatury granicznej roboczej przewodów fazowych, wdrożeniem tzw. dynamicznej obciążalności prądowej czy wymianą przewodów istniejących na przewody o małym zwisie. Do wyznaczania zwisu przewodów wykorzystuje się zazwyczaj temperaturę powierzchni przewodu przy założeniu, że w całym przewodzie jest ona taka sama. W dotychczasowych analizach obciążalności prądowej linii napowietrznych z określonym rodzajem przewodów roboczych pomija się zazwyczaj poprzeczny przyrost temperatury występujący między środkiem (osią) a zewnętrzną powierzchnią przewodu.

Różnica temperatury na promieniu przewodu wynika głównie z odmiennych warunków nagrzewania i chłodzenia drutów w jego poszczególnych warstwach [1] i w pewnych specyficznych warunkach wymiany ciepła z przewodu do otoczenia może przyjmować znaczne wartości. W stanie cieplnie ustalonym temperatura rdzenia przewodu decydująca o aktualnym zwisie jest wyższa niż temperatura oplotu, dlatego problematyka rozkładu temperatury wewnątrz przewodu bimateryalowego jest szczególnie ważna z punktu widzenia wyznaczania wymaganych odległości pionowych w przestrzeni pod linią napowietrzną. W przypadku wystąpienia dużej gęstości prądu obciążenia linii (>2 A/mm²) [2, 3, 4], przy jednoczesnym wystąpieniu warunków atmosferycznych sprzyjających chłodzeniu przewodów, temperatura rdzenia przewodu może być znacznie wyższa niż temperatura powierzchni przewodu, co w efekcie skutkuje przekroczeniem obliczonych wartości zwisu [5]. Omawiane zagadnienie poprzecznego rozkładu temperatury ma duże znaczenie w analizie przewodów bimateryalowych, natomiast w przewodach monomaterialowych z uwagi na ich specyficzną budowę różnice pomiędzy temperaturą powierzchni i osi przewodu są pomijalne. Założenie jednakowej temperatury oplotu i

rdzenia przewodu może być zasadne w przypadku przewodów z trapezoidalnymi drutami w oplotcie lub przewodów zbudowanych z drutów okrągłych, przy niewielkim obciążeniu prądowym i niskich prędkościach wiatru. W przewodach z drutami segmentowymi (oznaczane skrótem TW) powierzchnie styku między poszczególnymi drutami są duże, co sprawia, że zróżnicowanie pomiędzy temperaturą oplotu i rdzenia przewodu jest mniejsze niż w przypadku przewodów z drutami okrągłymi w oplotcie. Kontrola poprzecznego rozkładu temperatury na promieniu przewodu jest szczególnie uzasadniona w zakresie występowania dużych gęstości prądu czyli przy stosowaniu dynamicznej obciążalności prądowej linii, a także w przypadku przewodów niskozwisowych, mogących pracować w zakresie wysokich temperatur roboczych na poziomie 150°C i wyższych. W temperaturach roboczych wyższych od temperatury punktu kolanowego dochodzi do całkowitego odciążenia mechanicznego oplotu przewodu, wskutek jego rozszerzalności cieplnej, a więc zwis przewodu zależy wówczas wyłącznie od temperatury rdzenia. Temperatura punktu kolanowego w przypadku klasycznych przewodów aluminiowo-stalowych (AFL) wynosi powyżej 100°C i w praktyce przy roboczych prądach obciążenia linii nie jest osiągnięta. Odmienna sytuacja występuje w przewodach o małym zwisie (HTLS), w których temperatura punktu kolanowego mieści się zawsze w przedziale temperatur roboczych [6].



Rys.2 Przykładowe ułożenie drutów aluminiowych w przewodach elektroenergetycznych: a) z drutami okrągłymi; b) z drutami trapezoidalnymi (TW)

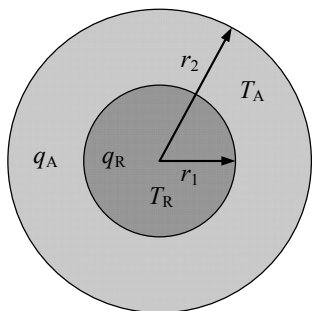
Według informacji zawartych m.in. w [5] różnica pomiędzy temperaturą osi a temperaturą powierzchni przewodu zależy również od aktualnego naciągu w oplotcie i rdzeniu. Wystąpienie dużej siły naciągu powoduje ściśnięcie doleganie drutów w poszczególnych warstwach przewodu, co likwiduje szczeliny powietrzne między kolejnymi drutami i zwiększa powierzchnię kontaktu między nimi. Zmniejszenie ilości powietrza mieszczącego się między drutami, zmniejsza znacznie różnicę temperatury występującą na

przekroju poprzecznym przewodu. Poprzeczny rozkład temperatury wewnątrz przewodu zależy od gęstości prądu obciążenia, a także od wzajemnego położenia drutów aluminiowych w oplocie. Wybrane warianty obrazujące możliwe ułożenie drutów aluminiowych pokazano na rys. 2.

Z uwagi na odmienność budowy przewodów bimateryalnych, w przewodach z okrągłymi drutami w oplocie występuje większy poprzeczny przyrost temperatury niż w przypadku przewodów z trapezoidalnymi drutami w oplocie. Zależność ta wynika ze ściślejszego dolegania drutów trapezoidalnych w oplocie, co zmniejsza szczeliny powietrzne, zwiększając tym samym wypadkowy współczynnik przewodzenia ciepła w przewodzie.

Model matematyczny do obliczeń poprzecznego rozkładu temperatury w przewodach wielodrutowych

W zakresie wysokich temperatur przewodu, dotychczasowe analizy opisujące różnicę temperatur na przekroju poprzecznym mogą być niewystarczające. Odmienne warunki pracy opłotu i rdzenia przewodu, a także nowe rozwiązania w zakresie budowy opłotu i rdzenia pod kątem wykorzystywanych materiałów wymuszają przeprowadzenie bardziej złożonej analizy. Przewód elektroenergetyczny zbudowany z dwóch materiałów potraktować można jako cylinder z dwóch warstw nałożonych na siebie współosiowo (rys. 1).



Rys. 1. Przekrój poprzeczny przewodu bimateryalnego

Rozkład temperatury T w przewodzie bimateryalnym (rys. 1) można wyznaczyć z wykorzystaniem równania przepływu ciepła [7, 8, 9]:

$$(1) \quad \nabla^2 T + \frac{q}{k_r} = \frac{1}{\alpha_m} \cdot \frac{\partial T}{\partial t},$$

w której: q – wewnętrzne źródło ciepła w przewodzie, k_r – współczynnik przewodności cieplnej materiału, α_m – dyfuzyjność cieplna materiału.

Równanie (1) we współrzędnych walcowych, przyjmuje następującą postać:

$$(2) \quad \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q(r)}{k_r} = \frac{1}{\alpha_m} \frac{\partial T}{\partial t},$$

gdzie: r – promień przewodu (odległość od osi przewodu).

Zakładając stan cieplnie ustalony a także występowanie jedynie poprzecznej różnicy temperatur w przewodzie oraz stałej jednostkowej (odniesionej do powierzchni przekroju) generacji ciepła przy stałej gęstości prądu w przekroju poprzecznym:

$$(3) \quad \frac{\partial T}{\partial \phi} = 0, \frac{\partial T}{\partial z} = 0, \frac{\partial T}{\partial t} = 0,$$

$$(4) \quad q(r) = q = const.,$$

równanie (2) upraszcza się do postaci:

$$(5) \quad \frac{d^2 T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} + \frac{q}{k_r} = 0.$$

Po uwzględnieniu warunków brzegowych oznaczających kolejno: zerową zmianę temperatury w osi przewodu, jednakową temperaturę na styku warstw oraz jednakowy przepływ ciepła pomiędzy warstwami:

$$(6) \quad \left. \frac{\partial T_R}{\partial r} \right|_{r=0} = 0,$$

$$(7) \quad T_R(r_1) = T_A(r_1),$$

$$(8) \quad k_{rR} \left. \frac{\partial T_R}{\partial r} \right|_{r_1} = k_{rA} \left. \frac{\partial T_A}{\partial r} \right|_{r_1},$$

oraz przyjęciu temperatury powierzchni przewodu T_s :

$$(9) \quad T(r_2) = T_s,$$

można wyznaczyć zależności matematyczne pozwalające określić poprzeczny rozkład temperatury w oplocie i rdzeniu przewodu w funkcji odległości od osi przewodu r :

$$(10) \quad T_R = \frac{q_A - q_R}{2k_{rA}} r_1^2 \ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{q_A (r_2^2 - r_1^2)}{4k_{rA}} + T_s - \frac{q_R}{4k_{rR}} (r_1^2 - r^2),$$

$$(11) \quad T_A = \frac{q_A - q_R}{2k_{rA}} r_1^2 \ln \frac{r}{r_2} + \frac{q_A}{4k_{rA}} (r_2^2 - r^2) + T_s,$$

w których: k_{rR} – współczynnik przewodzenia ciepła w rdzeniu przewodu, k_{rA} – współczynnik przewodzenia ciepła w oplocie przewodu.

Równanie (5) pozwala także na określenie zależności służących do wyznaczenia średniej temperatury w rdzeniu (T_{avR}) oraz w oplocie przewodu (T_{avA}):

$$(12) \quad T_{avR} = \frac{1}{r_1} \int_0^{r_1} T_R(r) dr = \frac{q_A - q_R}{2k_{rA}} r_1^2 \ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{q_A (r_2^2 - r_1^2)}{4k_{rA}} + T_s + \frac{q_R r_1^2}{6k_{rR}},$$

$$(13) \quad T_{avA} = \frac{1}{r_2 - r_1} \int_{r_1}^{r_2} T_A(r) dr = -\frac{q_A - q_R}{2k_{rA}} r_1^2 - \frac{q_A}{12k_{rA}} (r_2^2 + r_1^2 + r_1 r_2) + \frac{q_A r_2^2}{4k_{rA}} - \frac{q_A - q_R}{2k_{rA} (r_2 - r_1)} r_1^3 \ln \left(\frac{r_1}{r_2} \right) + T_s.$$

W zależnościach (10 ÷ 12) wartości q_R i q_A oznaczają kolejno jednostkowe źródła ciepła w rdzeniu i oplocie przewodu, które można wyznaczyć z równań (14) i (15):

$$(14) \quad q_R = \frac{I_{obc}^2 \cdot R_A^2}{\pi \cdot r_1^2 (R_R + R_A)^2} \cdot R_R,$$

$$(15) \quad q_A = \frac{I_{\text{obc}}^2 \cdot R_R^2}{\pi \cdot (r_2^2 - r_1^2) (R_R + R_A)^2} \cdot R_A,$$

uwzględniających rozptył prądu w rdzeniu i oplotie przewodu, bez uwzględnienia zjawiska naskórkowości, gdzie: I_{obc} – prąd obciążenia w linii, R_A – rezystancja jednostkowa oplotu przewodzącego, R_R – rezystancja jednostkowa rdzenia nośnego, r_1 – promień rdzenia nośnego, r_2 – promień całego przewodu.

Wartość współczynników k_{TR} oraz k_{TA} występujących w powyższych równaniach można określić metodą obliczeniową lub pomiarową. Do obliczeń cieplnych przewodów bimateriałowych zaleca się przyjmowanie współczynnika przewodności cieplnej na poziomie 2,0 W/(m·K). Jeżeli różnica pomiędzy temperaturą rdzenia i powierzchni przewodu mieści się w przedziale (0,5÷7) K, to można założyć, że średnia temperatura przewodu jest równa temperaturze jego powierzchni [6]. Jednak jak pokazały badania przeprowadzone w [3] wartość współczynnika przewodzenia ciepła w dużym stopniu zależy od aktualnego naciągu wypadkowego w przewodzie. W przypadku przewodu zawieszono z niewielkim naciągiem (lub bliskim zeru) zauważyć można dwukrotnie większe różnice temperatury między osią, a powierzchnią przewodu. Zmniejszenie siły naciągu od wartości 2 kN do wartości bliskich zeru, skutkuje obniżeniem odpowiadającego obu stanom współczynnika przewodności cieplnej w przewodzie w przedziale (1,5÷0,7) W/(m·K).

Wpływ rozkładu temperatury na zwis przewodów

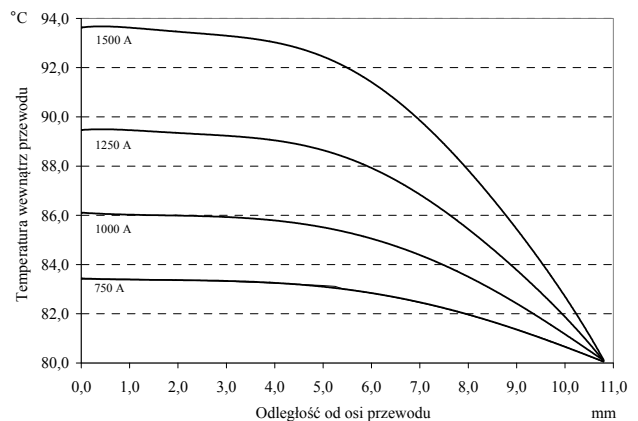
W zakresie wysokich temperatur roboczych przewodów, istotnych z punktu widzenia dopuszczalnych zwisów oraz w liniach WN i NN z przewodami o małym zwisie (HTLS), pominięcie w analizach mechanicznych i cieplnych poprzecznego przyrostu temperatury może skutkować wyznaczeniem wartości zwisów z pewnym błędem. Wyniki obliczeń poprzecznego rozkładu temperatury wewnątrz przewodów AFL-8 525 mm² oraz AFL-6 240 mm² dla kilku wartości prądu obciążenia zamieszczono w tablicy 1 oraz pokazano na rys. 2 i 3. W obliczeniach numerycznych przyjęto współczynnik przewodzenia ciepła k_t równy 1,5 W/(m·K).

Tabela 1. Różnice temperatury w poprzecznym przekroju wybranych przewodów stalowo-aluminiowych oraz odpowiadający im przyrost zwisu.

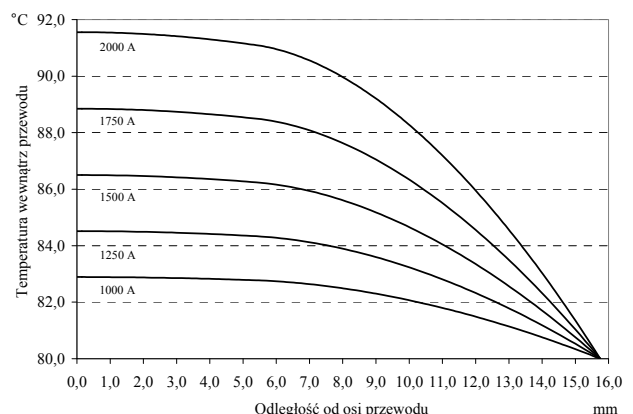
I_{obc} A	T_{avA} °C	T_{avR} °C	T_s °C	$T_R - T_s$ K	Δf cm
AFL-8 525 mm ²					
1000	81,6	82,8	80,0	2,9	17,3
1250	82,7	84,5		4,5	27,1
1500	83,9	86,4		6,5	26,0
1750	85,3	88,8		8,8	53,1
2000	86,9	91,4		11,6	69,4
AFL-6 240 mm ²					
750	82,0	83,4	80,0	3,4	13,6
1000	83,6	86,0		6,0	23,9
1250	85,6	89,3		9,5	38,0
1500	88,1	93,4		13,7	54,6

Tabela 1 zawiera zestawienie wartości przyrostów zwisów, a także średnich temperatur w oplotcie i rdzeniu typowych przewodów stalowo-aluminiowych (ACSR), stosowanych w krajowych liniach (110÷400) kV. Charakterystyczną cechą przewodów bimateriałowych jest występowanie zmniejszenia wartości naciągu wypadkowego wraz ze wzrostem temperatury roboczej. Wraz ze wzrostem temperatury pracy, wskutek zjawiska redystrybucji naciągu pomiędzy obie części składowe przewodu, rośnie siła naciągu w rdzeniu, natomiast naciąg

w oplotcie osiąga coraz niższe wartości. W dotychczasowych analizach numerycznych zakładano jednakową temperaturę osi i powierzchni przewodu, jednak na podstawie przeprowadzonych badań stwierdzić można, że założenie takie jest zasadne jedynie w niektórych przypadkach. Jak wskazały analizy przeprowadzone przez autorów, w wieloprzęsłowej sekcji odciągowej linii 110 kV z przewodami roboczymi AFL-6 240 mm² o średnicy zewnętrznej 21,7 mm, założyć można przyrost zwisu w przedziale (3,5÷4,0) cm/K. W sytuacji wystąpienia korzystnych warunków atmosferycznych z punktu widzenia chłodzenia przewodów, temperatura rdzenia odpowiadającego za zwis przewodu może przyjmować znacznie wyższe wartości od temperatury jego powierzchni.



Rys. 2. Poprzeczny rozkład temperatury wewnątrz przewodu AFL-6 240 mm² w funkcji odległości od osi przewodu



Rys. 3. Poprzeczny rozkład temperatury wewnątrz przewodu AFL-8 525 mm² w funkcji odległości od osi przewodu

Przykładowo, w linii z przewodami AFL-6 240 mm², zaprojektowanej do temperatury granicznej roboczej 80°C, przy prądzie obciążenia 1250 A, różnica temperatury pomiędzy osią a powierzchnią przewodu wynosi 9,5 K, co stanowi przyrost zwisu na poziomie 38 cm. Średnia temperatura oplotu wynosi wówczas 85,6°C, natomiast średnia temperatura w stalowym rdzeniu kształtuje się na poziomie 89,3°C. Wraz ze wzrostem prądu obciążenia różnica w poprzecznym rozkładzie temperatury wzrasta, mogąc powodować (w niektórych przypadkach) przekroczenie dopuszczalnych wartości zwisów, ponad rezerwę projektową, która w krajowych liniach napowietrznych wynosi około 50 cm. Przy założeniu prądu obciążenia na poziomie 1500 A oraz temperatury granicznej roboczej 80°C, różnica temperatury na przekroju poprzecznym przewodu wynosi 13,7 K, co przekłada się na przyrost zwisu na poziomie 54,6 cm. W obliczeniach

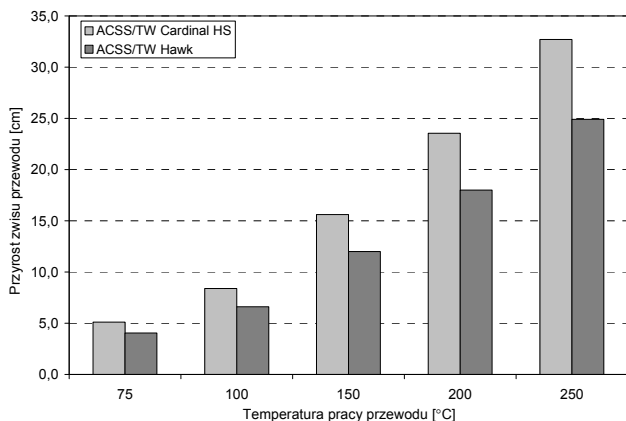
przyrostu zwisu przewodu AFL-8 525 mm² rozpatrywano sekcję wieloprzęsłową, czemu odpowiada przyrost zwisu w przedziale (5,0÷6,0) cm/K.

W tabeli 2 zamieszczono wyniki analizy numerycznej poprzecznych przyrostów temperatury przeprowadzonej dla przewodów o małym zwisie. Wybrano przewody z rodziny ACSS (*Aluminium Conductor Steel Reinforced*), których budowa jest zbliżona do klasycznych przewodów AFL (ACSR). Przewody ACSS posiadają druty okrągłe lub trapezoidalne z aluminium całkowicie wyżarzonego oraz zwykły rdzeń stalowy. Charakterystyczną cechą przewodów ACSS jest możliwość pracy ciągłej w wysokiej temperaturze roboczej, która może osiągać wartości maksymalne na poziomie 250°C. Przewody ACSS cechują się także stosunkowo niską wartością temperatury punktu kolanowego (na poziomie kilkunastu stopni Celsjusza), co wpływa bardzo korzystnie na zmniejszenie jednostkowego przyrostu zwisu przewodów. Obliczenia cieplne wykonano dla przewodów ACSS/TW Cardinal HS 285 oraz ACSS/TW Hawk, będących kolejno odpowiednikami przewodów AFL-8 525 mm² oraz AFL-6 240 mm² (tablica 2).

Tabela 2. Różnice temperatury w poprzecznym przekroju wybranych przewodów o małym zwisie (HTLS) oraz odpowiadający im przyrost zwisu.

I_{obc} A	T_{avA} °C	T_{avR} °C	T_s °C	$T_R - T_s$ K	Δf cm
ACSS/TW Cardinal HS 285					
1016	77,1	78,4	75,0	3,4	5,1
1251	103,4	105,5	100,0	5,6	8,4
1584	156,4	160,2	150,0	10,4	15,6
1834	209,7	215,6	200,0	15,7	23,6
2048	263,5	271,6	250,0	21,8	32,7
ACSS/TW Hawk					
652	76,6	77,7	75,0	2,7	4,1
799	102,7	104,3	100,0	4,4	6,6
1005	154,9	157,9	150,0	8,0	12,0
1159	207,3	211,9	200,0	12,0	18,0
1290	260,1	266,4	250,0	16,6	25,0

Największe różnice pomiędzy temperaturą osi a temperaturą powierzchni przewodów ACSS występują przy wysokich wartościach prądu obciążenia. Przykładowo, obciążenie linii napowietrznej z przewodem ACSS/TW Hawk prądem 1290 A, przy założeniu temperatury powierzchni przewodu równej 250°C, powoduje wystąpienie poprzecznego przyrostu temperatury równego 16,6 K, co oznacza, że w opisanych warunkach temperatura osi przewodu wynosi 266,6°C. Graficzne porównanie przyrostów zwisów przewodów ACSS dla wybranych wartości prądów obciążenia (temperatur roboczych) pokazano na rys. 4.



Rys. 4. Przyrosty zwisów przewodów ACSS w wybranych temperaturach roboczych

Podwyższenie temperatury osi przewodu powoduje przekroczenie wartości zwisu, które w przypadku przewodów ACSS jest niewielkie i przyjmuje wartości w przedziale (1,5÷1,65) cm/K. Maksymalne wartości przekroczeń zwisu odpowiadają dużym wartościom prądu obciążenia linii i dla przewodów ACSS/TW Cardinal HS 285 oraz ACSS/TW Hawk wynoszą kolejno 32,7 cm (2048 A) oraz 25 cm (1290 A).

Podsumowanie

Przy dużej gęstości prądu obciążenia linii na przekroju poprzecznym przewodu występuje znaczna różnica temperatury pomiędzy osią a powierzchnią przewodu. W stanie cieplnie ustalonym temperatura rdzenia przyjmuje wyższe wartości od temperatury oplotu. Sytuacja taka może mieć miejsce po wdrożeniu obciążalności dynamicznej oraz w liniach z przewodami niskozwisowymi. W efekcie praca rdzenia w warunkach podwyższonej temperatury wpływa na zwiększenie zwisów przewodów, dlatego przy pełnym wykorzystaniu zdolności przesyłowej linii zasadna staje się również kontrola przyrostu zwisu pochodzącego od przekroczenia temperatury rdzenia. W skrajnym przypadku, w liniach NN z typowymi przewodami roboczymi różnica temperatury pomiędzy osią a powierzchnią przewodu wynosi 11,6 K, co w typowych przesłach powoduje przyrost zwisu na poziomie 70 cm, powodując tym samym przekroczenie rezerw projektowych. Podobne zjawisko występuje w liniach z przewodami o małym zwisie, jednak z uwagi na niewielkie wartości współczynnika wydłużenia materiałów wykorzystywanych do budowy rdzeni nośnych przewodów HTLS, prawdopodobieństwo wystąpienia niedopuszczalnych wartości przekroczeń jest bardzo małe.

Autorzy: dr hab. inż. Henryk Kocot, Politechnika Śląska, Instytut Elektroenergetyki i Sterowania Układów, ul. Krzywoustego 2, 44-100 Gliwice, E-mail: henryk.kocot@polsl.pl; dr inż. Paweł Kubek, Instytut Elektroenergetyki i Sterowania Układów, ul. Krzywoustego 2, 44-100 Gliwice, E-mail: pawel.kubek@polsl.pl.

LITERATURA

- [1] Findlay R., Morgan V.: *Effects of axial tension and reduced air pressure on the radial thermal conductivity of a stranded conductor*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 2, April 1993.
- [2] Carberry R., Foss S., Ling S.: *Significance of the conductor radial temperature gradient within a dynamic line rating methodology*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. PWRD-2, No. 2, April 1987.
- [3] Clairmont B., Douglas D., Inglesias J., Peter Z.: *Radial and longitudinal temperature gradients in bare stranded conductors with high current densities*. CIGRE 2012, Paris, B2-108.
- [4] Morgan V.: *The radial temperature distribution and effective radial thermal conductivity in bare solid and stranded conductors*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 5, No. 3, July 1990.
- [5] Kubek P.: *Analiza zwiększenia zdolności przesyłowej eksploatowanych linii napowietrznych wysokiego i najwyższego napięcia*. Rozprawa doktorska. Gliwice 2015.
- [6] Żmuda K.: *Elektroenergetyczne układy przesyłowe i rozdzielcze*. Wybrane zagadnienia z przykładami. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2014.
- [7] Morgan V.T.: *Thermal behaviour of electrical conductors*. Research Studies press LTD, Taunton, Somerset, England 1991.
- [8] Deb A.K., Hall J.F., Savoullis J.: *Wind tunnel studies of transmission line conductor temperatures*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 3, No. 2, April 1998.
- [9] Douglass D. A.: *Radial and axial temperature gradients in bare stranded conductor*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. PWRD-1, No. 2, April 1986.