

*tubowe silniki liniowe z magnesami trwałymi,
obliczenia pola termicznego, nagrzewanie silników*

Andrzej WAINDOK*

OBLICZANIE I POMIAR NAGRZEWANIA TUBOWEGO SILNIKA LINIOWEGO Z MAGNESAMI TRWAŁYMI

W artykule omówiono dynamiczny model termiczny silnika liniowego tubowego z magnesami trwałymi (PMTLM – *permanent magnet tubular linear motor*). Model ten pozwala na obliczenie krzywej nagrzewania konstrukcji silnika dla stałej wartości, wytwarzanej w wyniku strat, mocy cieplnej. Przedstawiono równania opisujące model oraz jego implementacje w programie TEMPO pakietu OPERA-3d. Obliczenia zweryfikowano pomiarowo.

1. WPROWADZENIE

Czynnikiem ograniczającym zwiększenie wydajności maszyn elektrycznych jest ich nagrzewanie się, gdyż stosowane materiały konstrukcyjne i magnetyczne charakteryzują się ograniczoną wytrzymałością cieplną. W przypadku maszyn z magnesami trwałymi szczególnie wrażliwe na temperaturę są magnesy trwałe NdFeB [1, 2]. W związku z tym istotne staje się odpowiednio precyzyjne określenie rozkładu pola temperaturowego w maszynie elektrycznej pozwalające na wyznaczenie dopuszczalnej wartości gęstości prądu płynącego w uzwojeniach wzbudzających [7]. Rozróżnia się w tym przypadku obliczenia statyczne i dynamiczne. W przypadku obliczeń statycznych otrzymuje się rozkład temperatury w stanie ustalonym [8], natomiast obliczenia dynamiczne pozwalają na wyznaczenie krzywej nagrzewania maszyny. Krzywa ta jest istotna w przypadku określania zdolności maszyny do krótkotrwałych przeciążeń – jej znajomość pozwala określić dopuszczalny czas trwania takich przeciążeń.

W niniejszej pracy przedstawiono dynamiczny model termiczny tubowego silnika liniowego z magnesami trwałymi (PMTLM – *permanent magnet tubular linear motor*)

* Katedra Elektrotechniki Przemysłowej, Politechnika Opolska, ul. Prószkowska 76, bud. 1, 45-758 Opole, e-mail: a.waindok@po.opole.pl

[5, 6] pozwalający na wyznaczenie krzywej nagrzewania. Otrzymane wyniki obliczeń zweryfikowano pomiarowo.

2. MODEL FIZYCZNY I MATEMATYCZNY SILNIKA

Zdjęcie badanego silnika wraz z ważniejszymi wymiarami przedstawiono na rys. 1, natomiast w tabeli 1 podano jego główne dane znamionowe. Model matematyczny wykonano w programie TEMPO pakietu Opera-3d. Program ten pozwala na prowadzenie obliczeń pola termicznego zarówno w stanie ustalonym, jak i przejściowym. Celem otrzymania rozkładu temperatury T w czasie należy rozwiązać następujące równanie przepływu [3, 10]:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\kappa \nabla T) = Q \quad (1)$$

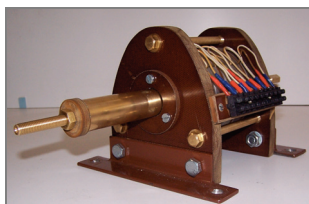
gdzie

ρ – gęstość ośrodka [kg/m^3]

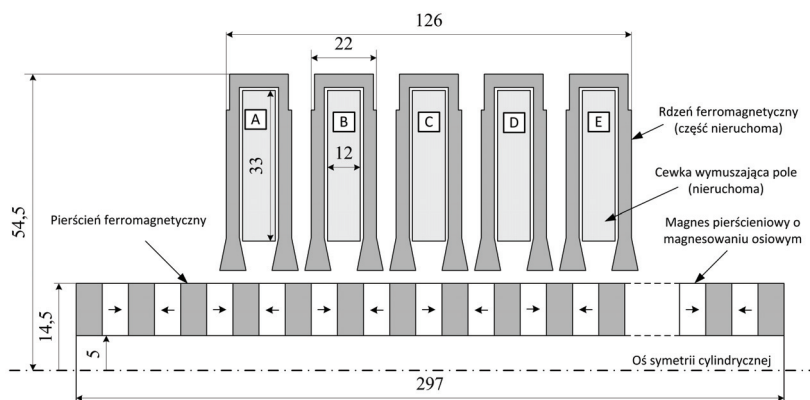
C – pojemność cieplna [$(\text{W}\cdot\text{s})/(\text{kg}\cdot\text{K})$]

κ – przewodność cieplna

a)



b)



Rys. 1. a) Zdjęcie badanego silnika liniowego, b) Główne wymiary geometryczne
Fig. 1. a) Picture of the investigated linear motor, b) Main dimensions

Tabela 1. Najważniejsze dane znamionowe silnika
Table 1. Main nominal parameters of the motor

Parametr	Wartość
Siła maksymalna [N]	600
Prąd znamionowy (praca ciągła) [A]	2,7
Prąd maksymalny [A]	8
Prędkość [m/s]	1
Przyspieszenie [m/s ²]	100
Długość skoku [m]	0,14

Dodatkowo na granicy obszaru obliczeniowego należy zastosować warunek Dirichleta

$$T = \alpha \quad (2)$$

natomiast na granicy silnika i powietrza warunek na konwekcję

$$\kappa \nabla T \cdot \vec{n} + h(T - T_0) = 0 \quad (3)$$

gdzie

α – stała wartość temperatury na granicy obszaru obliczeniowego [K]

T_0 – temperatura otoczenia [K]

h – współczynnik konwekcji [W/(m²K)]

\vec{n} – wektor normalny do powierzchni zewnętrznej silnika

Tabela 2. Wartości współczynników materiałowych [4, 9] w modelu obliczeniowym
Table 2. Values of the material coefficients [4, 9] in the calculation model

Materiał	Przewodność cieplna κ [W/(m·K)]	Pojemność cieplna C [J/(kg·K)]	Gęstość ρ [kg/m ³]
Powietrze	0,031	1007	1,205
Bakielit	0,23	1590	1340
Teflon	0,35	1050	2230
Stal	54	449	7860
Miedź	401	384	8940
Mosiądz	110	377	8600
NdFeB	7,7	502	7500

Wykorzystując powyższe zależności wykonano model numeryczny z odpowiednio zadanymi warunkami brzegowymi (rys. 2). W modelu tym zadano parametry materiałów jak w tabeli 2. Przyjęto stałą wartość gęstości mocy cieplnej, którą obliczono z następującej zależności:

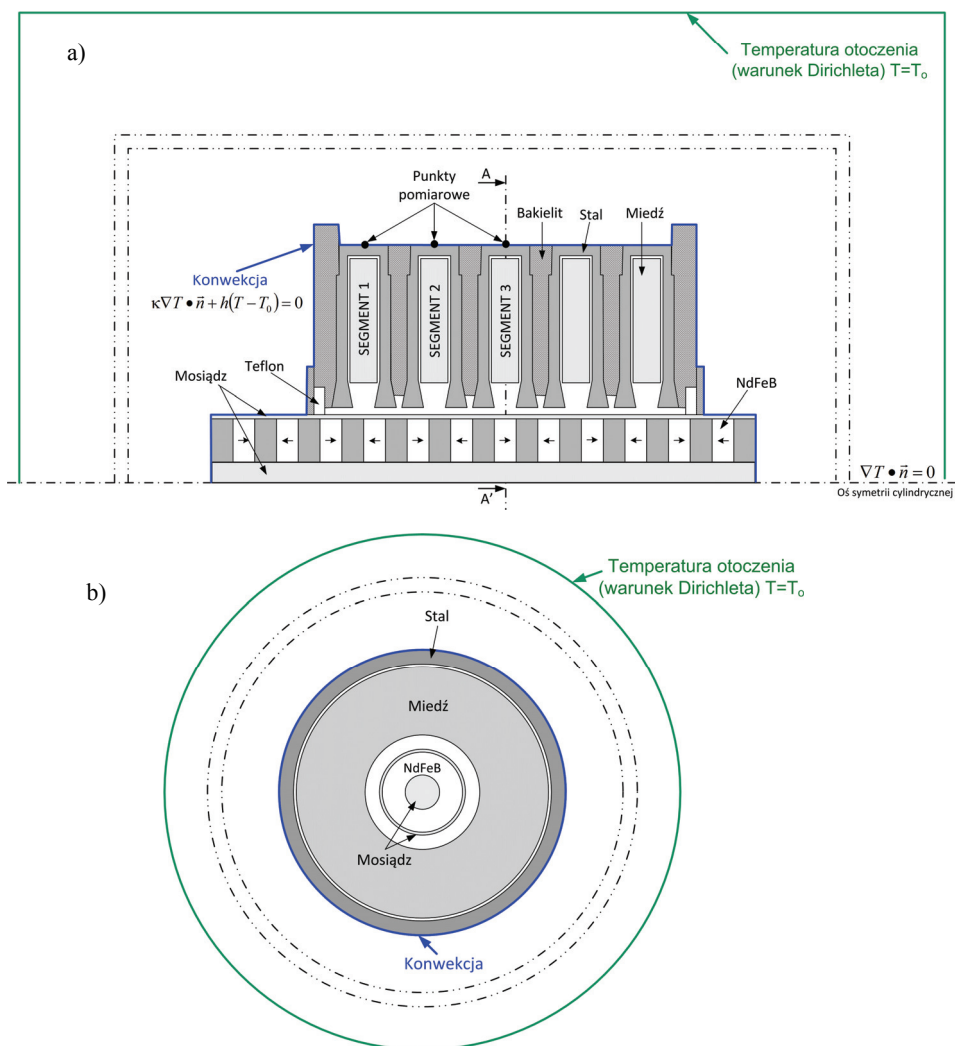
$$Q = \frac{I^2 R}{V_{cew}} = \frac{2,5^2 \cdot 1,44}{74,946 \cdot 10^{-6}} = 120\,086 \frac{\text{W}}{\text{m}^3} \quad (4)$$

gdzie

I – natężenie prądu płynącego w uzwojeniu [A]

R – rezystancja uzwojenia [Ω]

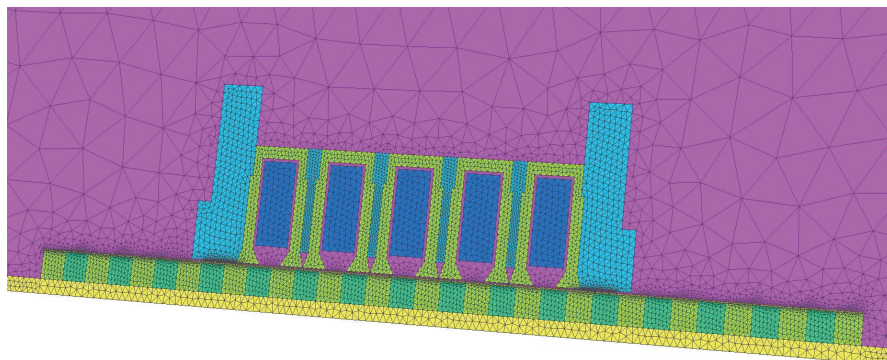
V_{cew} – objętość miedzi w pojedynczej cewce [m^3].



Rys. 2. Model matematyczny w programie TEMPO: a) przekrój wzdłuż silnika, b) przekrój AA'
 Fig. 2. Mathematical model in TEMPO program: a) cross-section along motor, b) AA' cross-section

Ponieważ model wykonano z wykorzystaniem metody elementów skończonych, to istotna jest jego poprawna dyskretyzacja. Siatkę dyskretyzacyjną w przekroju silnika przedstawiono na rys. 3. W obliczeniach pominięto straty mocy od prądów wirowych,

co jest dopuszczalne w przypadku stosunkowo niskiej częstotliwości zmian prądu (rzędu kilkunastu Hz).



Rys. 3. Siatka dyskretyzacyjna
Fig. 3. Finite element mesh

W obliczeniach związanych z polem termicznym dużą trudność stanowi odpowiednie przyjęcie współczynnika konwekcji. Wartość tego współczynnika może się zmieniać w szerokim zakresie i zależy od szeregu parametrów zarówno związanych z powierzchnią styku ciało stałe – płyn lub gaz, jak i z parametrami samego gazu, którym w analizowanym przypadku jest powietrze. W celu sprawdzenia, jak jego wartość wpływa na wyniki obliczeń, przyjęto dwie wartości: $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ oraz $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$.

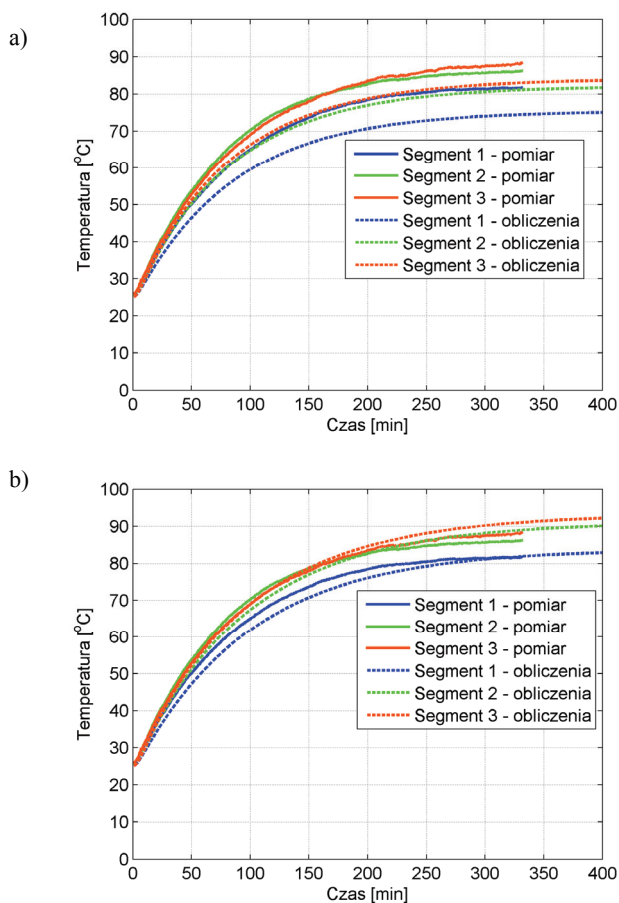
Przyjęcie stałej wartości współczynnika konwekcji jest pewnym uproszczeniem, gdyż jego wartość będzie nieco inna na biegniku (mała średnica, mosiądz) niż na stojanie (większa średnica, stal). Należy jednak zaznaczyć, że aby wyznaczyć ten współczynnik w miarę dokładnie, konieczne byłoby przeprowadzenie obliczeń przepływu powietrza wokół silnika. Rozwiązanie tego typu zagadnień jest bardzo skomplikowane i wymaga dużej mocy obliczeniowej. Sprawę dodatkowo komplikuje fakt, że wartość tego współczynnika zależy od temperatury obiektu opływającego przez powietrze.

Dodatkowym uproszczeniem jest przyjęcie stałej wartości gęstości mocy. W trakcie pomiaru, przy założeniu stałej wartości prądu, wraz z nagrzewaniem się uzwojeń rośnie ich rezystancja, a to prowadzi do zwiększenia wydzielanej mocy cieplnej. Prowadzi to do dodatkowego nagrzewania się siłownika. W związku z tym, wartość temperatury uzyskana z pomiarów powinna być większa niż uzyskana z obliczeń.

3. WYNIKI OBLICZEŃ ORAZ POMIARÓW

Na rys. 4a i 4b przedstawiono wyniki obliczeń krzywej nagrzewania dla dwóch wartości współczynnika h , czyli: $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ oraz $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Pomimo

uproszczeń poczynionych w modelu wyniki obliczeń są wiarygodne i w wysokim stopniu zgodne z pomiarami. W przypadku przyjęcia $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ okazuje się, że temperatura otrzymana w obliczeniach jest mniejsza niż zmierzona (rys. 4a). Z kolei przyjęcie $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ prowadzi do nieznacznie większych wartości temperatury w obliczeniach w porównaniu z pomiarem (rys. 4b). Skala temperatury jest skalą bezwzględną wyrażoną w stopniach kelwina. W związku z tym różnice między obliczeniami i pomiarami wyznaczono w oparciu o tę właśnie skalę. W stanie ustalonym wynoszą one odpowiednio (wartości odniesione do zmierzonych): 1,8% dla $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ i 1,1% dla $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Są one więc nieznaczne.

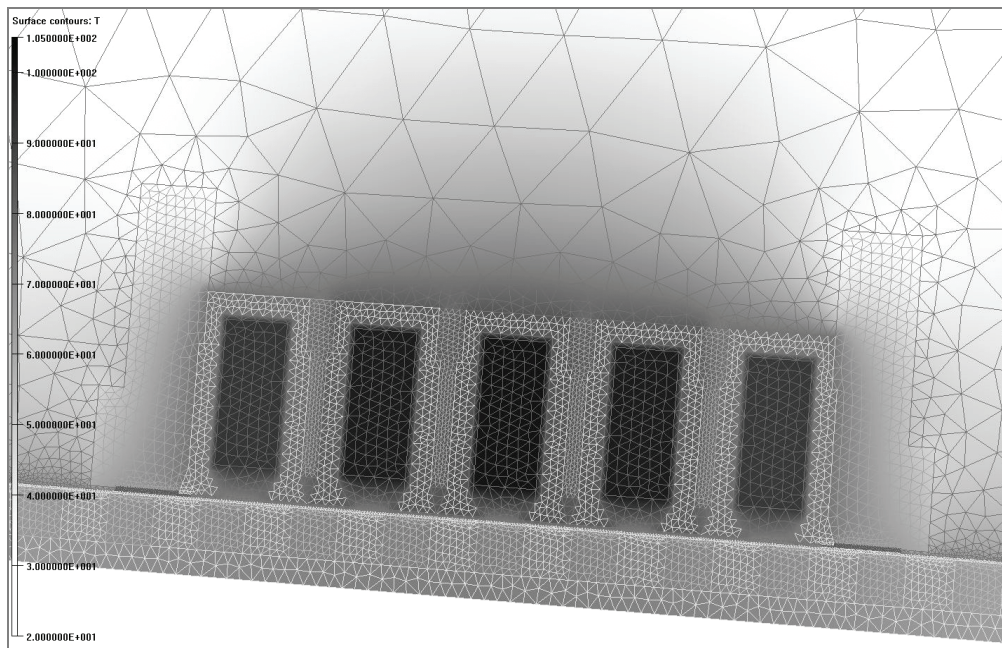


Rys. 4. Krzywe nagrzewania segmentów stojana silnika PMTLM (rys. 2):

a) $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, b) dla $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fig. 4. Heating curves for PMTLM stator segments (Fig. 2):

a) $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, b) dla $h = 9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$



Rys. 5. Obliczony rozkład pola temperatury dla stanu ustalonego, $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fig. 5. Calculated thermal field distribution for steady-state, $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Uwzględnienie zmian rezystancji w funkcji temperatury spowodowałoby wzrost obliczonych wartości temperatury. Należy zatem uznać, że bliższy prawdy jest model dla $h = 11 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Warto także zauważyć, że segment zewnętrzny nagrzewa się o około 8 stopni mniej niż segmenty wewnętrzne.

Na rys. 5 przedstawiono rozkład pola termicznego w stanie ustalonym. Wyraźnie widać na nim, że najbardziej nagrzewa się segment środkowy oraz sąsiadujące z nim segmenty. Segment zewnętrzny jest o kilka stopni chłodniejszy. Największą temperaturę osiągają cewki silnika (około $100 \text{ }^\circ\text{C}$). Temperatura magnesów jest znacznie niższa niż cewek i wynosi około $60 \text{ }^\circ\text{C}$.

4. UWAGI I WNIOSKI

Obliczenie pola temperaturowego w urządzeniach i maszynach elektrycznych wymaga poczynienia pewnych uproszczeń. Obejmują one wytwarzanie ciepła (pominięcie zmiennej rezystancji uzwojenia w zależności od temperatury, pominięcie prądów wirowych), oddawanie ciepła do otoczenia (określenie współczynnika konwekcji), jak i charakterystykę materiałów (generalnie parametry materiałowe zależą od temperatu-

ry). Niemniej jednak, nawet uproszczony model spełnia swoje zadanie i pozwala na znalezienie tzw. gorących punktów, które mogą stać się przyczyną awarii w maszynie. Przedstawiony model pozwala na względnie dokładne wyznaczenie krzywej nagrzewania, a więc i na przewidywanie zachowania się silnika podczas przeciążeń. Jego wadą jest niewątpliwie duszy koszt obliczeń (kilka godzin na stacji roboczej z procesorem Intel Xeon E5405 2,0 GHz i 32 GB pamięci RAM). Niemniej jednak otrzymane rozkłady temperatur pozwalają na analizę zjawisk termicznych zachodzących w silniku, co jest konieczne przy projektowaniu współczesnych maszyn elektrycznych.

LITERATURA

- [1] GIERAS J.F., PIECH Z.J., TOMCZUK B.Z., *Linear synchronous motors*, USA, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2011.
- [2] HAAVISTO M., PAJU M., *Temperature stability and flux losses over time in sintered Nd-Fe-B permanent magnets*, IEEE Trans. on Mag., 2009, nr 12, 5277–5280.
- [3] KAŃCKI E., *Równania różniczkowe cząstkowe w zagadnieniach fizyki i techniki*, WNT, Warszawa 1992.
- [4] LIDE D.R., *Handbook of chemistry and physics*, 84th Edition, USA, CRC Press LLC, 2004.
- [5] TOMCZUK B., WAINDOK A., *Linear motors in mechatronics – achievements and open problems*, [w:] *Transfer of innovation to the interdisciplinary teaching of mechatronics for the advanced technology needs*, Opole University of Technology, Opole, Poland, OWPO, 2009, 343–360.
- [6] TOMCZUK B., WAINDOK A., ZIMON J., *Polowe obliczanie parametrów elektromagnetycznych silników liniowych i łożysk magnetycznych*, Przegląd Elektrotechniczny (Electrical Review), 2009, nr 3, 111–114.
- [7] WAINDOK A., *The analysis of permanent magnet linear motor parameters with taken into account its heating*, Arch. of Electrical Eng., 2012, nr 1, (w druku).
- [8] WAINDOK A., WŁODARCZYK A., *A Simplified Thermal-Magnetic Model of a Coil with Electric Current*, 2nd International Students Conference on Electrodynamics and Mechatronics, Góra św. Anny, Poland, 19–21 May, 2009, 19–20.
- [9] Informacja na www.mmcmagnetics.com.
- [10] OPERA 3-D, User guide, Vector Fields Limited, Oxford 2008.

CALCULATION AND MEASUREMENT OF THE HEATING OF THE PERMANENT MAGNET TUBULAR LINEAR MOTOR

A transient thermal model of a permanent magnet tubular linear motor (PMTLM) has been presented in the paper. Using the model it is possible to obtain the heating curve for the motor construction, assuming the constant power density value of the heat source (power losses in the motor). The equations of the thermal model and their implementation in program TEMPO (Opera-3d package) has been shown. The calculations have been verified experimentally and a good conformity has been obtained.