

# Influence de la géométrie du conducteur sur la température dans un poste sous enveloppe métallique

Nesrine REBZANI<sup>1,2,3</sup>, Edith CLAVEL<sup>2</sup>, Philippe MARTY<sup>3</sup>, Nazmir PRESSER<sup>4</sup>, Aurélie MORIN<sup>1</sup>, Karim BOUSOLTANE<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Dept. R&D Siemens SAS, E T HP GS, Grenoble

<sup>2</sup> Laboratoire de génie électrique de Grenoble (G2Elab), St Martin d'Hères

<sup>3</sup> Laboratoire des écoulements géophysiques et industriels (Legi), Université Joseph Fourier, Grenoble

<sup>4</sup> Dept. R&D Siemens AG, E T HP GS, Berlin

**RESUME** - Réduire l'augmentation de température (échauffement) due au passage du courant dans les appareils électriques haute tension et notamment dans les postes sous enveloppe métallique (PSEM) est nécessaire pour en améliorer les performances. Une géométrie spécifique de conducteur est proposée dans cette étude pour réduire l'échauffement, en améliorant les transferts thermiques dans le PSEM. L'efficacité de cette géométrie a été évaluée expérimentalement.

**Mots-clés**— Réduction de température, convection, conducteur ouvert, PSEM, haute tension, effet Joule.

## 1. INTRODUCTION

L'augmentation de la consommation d'énergie mondiale impose aux appareils électriques haute tension d'être plus performants pour qu'y circulent des courants nominaux plus importants. Pour améliorer leurs performances, une meilleure optimisation des phénomènes thermiques dans les appareils est nécessaire. En effet, l'échauffement dans ces appareils, et notamment dans les postes sous enveloppe métallique (PSEM), est contrôlé par une norme CEI 62271 qui spécifie des valeurs maximales de température et d'échauffement à ne pas dépasser pour assurer le bon fonctionnement du PSEM.

Le PSEM a la particularité d'être compact par rapport aux postes isolés à l'air (AIS) car il est isolé au SF<sub>6</sub> (hexafluorure de soufre) sous pression. Le SF<sub>6</sub> est un gaz qui présente de bonnes propriétés diélectriques (rigidité diélectrique 2.5 fois plus élevée que l'air) et est utilisé dans les PSEM pour l'isolation électrique et l'extinction d'arc [1].

Les transferts thermiques dans les appareils électriques ont principalement été étudiés dans la littérature avec des outils d'éléments finis et de CFD, utilisés pour calculer la répartition du courant et les augmentations de température dans ces appareils. Ces outils ont notamment été appliqués aux PSEM [2][3][4], aux disjoncteurs [5] et à des jeux de barres isolés à l'air [6].

L'augmentation de température est due à la puissance dissipée par effet Joule dans les pièces constituant le PSEM. L'objectif de cette étude est d'améliorer les transferts thermiques entre ces pièces et l'air ambiant. Toutefois, la solution proposée doit être passive, pour des raisons de facilité

de mise en place et d'utilisation, et doit préserver la compacité du PSEM.

A l'issue de cette étude, la solution proposée est une géométrie de conducteur permettant l'amélioration du transfert convectif dans le PSEM. Cette géométrie a tout d'abord été choisie en se basant sur des observations faites lors de précédents essais expérimentaux. Elle a ensuite été dimensionnée à l'aide d'un outil d'éléments finis et d'un logiciel de CFD et ses performances ont été mesurées expérimentalement.

## 2. MODELE

### 2.1. Description du modèle étudié

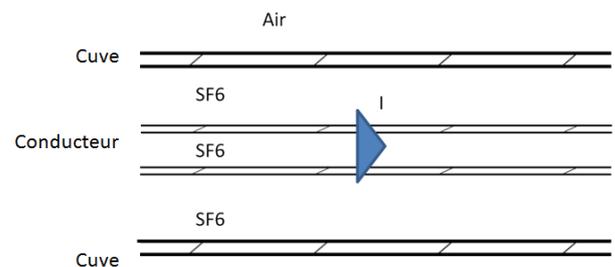


Fig.1 Schéma du modèle étudié, composé de deux cylindres concentriques contenant du SF<sub>6</sub>

Pour cette étude, on se concentre sur un module composant le PSEM : le jeu de barre monophasé que l'on peut représenter par un modèle simplifié composé de deux cylindres concentriques contenant du SF<sub>6</sub> (Fig.1). Le cylindre intérieur (conducteur) est un cylindre creux dans lequel circule un courant alternatif et le cylindre extérieur (cuve) est entouré d'air ambiant. Tous deux sont composés d'un alliage d'aluminium.

### 2.2. Analyse thermique

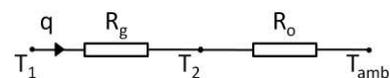


Fig.2 Circuit électrique équivalent modélisant les transferts de chaleur entre le conducteur et l'air ambiant

On étudie les transferts thermiques dans le modèle à l'aide du circuit électrique équivalent représenté **Fig.2**. Dans ce circuit, la température  $T_1$  correspond à la température du conducteur,  $T_2$  celle de la cuve et  $T_{amb}$  la température ambiante. Les résistances thermiques  $R_g$  et  $R_o$  caractérisent respectivement les transferts thermiques entre le conducteur et la cuve et les transferts entre la cuve et l'air ambiant. On néglige la conduction dans l'aluminium. Enfin, le flux  $q$  représente le flux de chaleur traversant les cylindres allant du conducteur jusqu'à l'air ambiant. Ce flux s'exprime (1) :

$$q = (T_1 - T_2)/R_g = (T_2 - T_{amb})/R_o \quad (1)$$

### 2.2.1. Influence d'une variation de courant

Une augmentation du courant nominal à pression constante entraîne une augmentation du flux échangé  $q$  (égal à la puissance dissipée par effet Joule dans le conducteur) et des températures  $T_1$  et  $T_2$ . Cette variation n'a pas d'influence sur la température ambiante  $T_{amb}$  et sur les résistances thermiques  $R_g$  et  $R_o$ . A partir de (1), on peut écrire :

$$q_f/q_i = (I_f/I_i)^2 = (T_{2f} - T_{amb}) / (T_{2i} - T_{amb}) \quad (2)$$

$$q_f/q_i = (I_f/I_i)^2 = (T_{1f} - T_{2f}) / (T_{1i} - T_{2i}) \quad (3)$$

On obtient alors les expressions de  $T_1$  et  $T_2$  suivantes :

$$T_{2f} = (I_f/I_i)^2 \cdot (T_{2i} - T_{amb}) + T_{amb} \quad (4)$$

$$T_{1f} = (I_f/I_i)^2 \cdot (T_{1i} - T_{2i}) + T_{2f} \quad (5)$$

Où l'indice  $i$  caractérise les grandeurs avant l'augmentation de courant (ou de pression) et l'indice  $f$  les grandeurs après l'augmentation de courant (ou de pression).

### 2.2.2. Influence d'une variation de pression

Une augmentation de pression du gaz entre le conducteur et la cuve, à courant constant entraîne une diminution de la résistance thermique  $R_g$ , mais n'a pas d'impact sur la résistance thermique  $R_o$ , le flux échangé et la température ambiante. D'après l'équation (1), cette variation n'a donc pas d'influence sur la température de la cuve  $T_2$ . Par contre, elle entraîne une augmentation de la température du conducteur  $T_1$ . Comme précédemment, à partir de (1) on peut écrire :

$$T_{2f} = T_{2i} \quad (6)$$

$$T_{1f} = (R_{gf}/R_{gi}) \cdot (T_{2f} - T_{amb}) + T_{2f} \quad (7)$$

## 3. DIMENSIONNEMENT DE LA GEOMETRIE DU CONDUCTEUR

Suite à des mesures expérimentales de températures dans des jeux de barres monophasés en fonctionnement, on observe que la température du gaz au centre du conducteur est environ  $15^\circ\text{C}$  plus élevée que la température du gaz à l'extérieur du conducteur. On choisit alors de développer une géométrie de

conducteur avec une ouverture verticale (**Fig.3**) qui devrait permettre d'extraire la chaleur du gaz au centre du conducteur en améliorant le transfert convectif.

On dimensionne la géométrie représentée **Fig.3** à l'aide d'un outil d'éléments finis. Pour cela, on fait varier la largeur de l'ouverture  $s$  et l'épaisseur du conducteur  $t$ , à diamètre constant  $d$ . Augmenter  $s$  permet d'améliorer le transfert convectif entre le gaz à l'intérieur et le gaz à l'extérieur du conducteur, mais réduit la section de passage du courant et dissipe plus de chaleur par effet Joule. Augmenter l'épaisseur du conducteur  $t$  permet de compenser cette réduction de section. On cherche alors une valeur de  $s$  et de  $t$  permettant d'accroître le transfert convectif sans générer trop de pertes. On teste les épaisseurs :  $15\text{ mm}$  et  $20\text{ mm}$  et les largeurs d'ouverture :  $15\text{ mm}$ ,  $10\text{ mm}$  et  $7\text{ mm}$ .

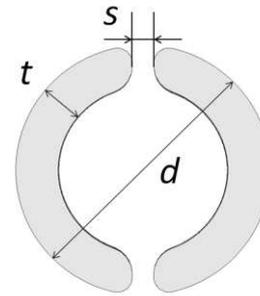


Fig.3 Schéma de la géométrie étudiée pour réduire la température dans les PSEM

Dans l'outil d'éléments finis, on injecte, pour chaque configuration testée, un courant alternatif de fréquence  $50\text{ Hz}$  ayant pour valeur nominale  $I = 4000\text{ A}$ . Pour le conducteur fendu, on injecte un courant de  $2000\text{ A}$  dans chaque demi-conducteur. On obtient la répartition de courant représentée (**Fig.4**) :

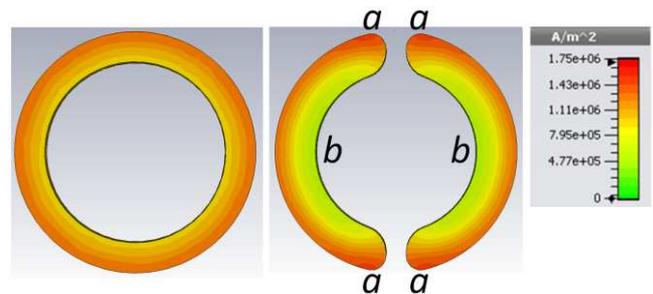


Fig.4 Répartition de la densité de courant dans la section du conducteur standard (gauche) et dans la section du conducteur fendu (droite)

A la **Fig.4**, on retrouve bien l'effet de peau, non négligeable à cette fréquence et pour ces dimensions de conducteur. On observe également une répartition du courant non axismétrique dans le cas du conducteur fendu due aux effets de proximité.

Dans le **Tableau 1** sont reportées les puissances dissipées par effet Joule (en  $\text{W.m}^{-1}$ ) calculées par le logiciel, suite au passage du courant dans le conducteur, pour chaque configuration testée. On observe bien qu'augmenter la section de passage du courant à géométrie fixée permet de réduire la puissance dissipée. On remarque également que la puissance

dissipée dans le conducteur standard est moins importante que celle dissipée dans le conducteur fendu, bien que la section de passage du courant dans le conducteur standard est 18 % moins élevée que dans la configuration 4 du conducteur fendu.

Tableau 1. Puissance dissipée par les différentes géométries testées, calculée avec l'outil d'éléments finis

Géométrie		Epaisseur	Largeur de l'ouverture	Puissance dissipée
1	Standard	15 mm	-	127 W.m <sup>-1</sup>
2	Fendue	15 mm	10 mm	133.6 W.m <sup>-1</sup>
3		20 mm	15 mm	132 W.m <sup>-1</sup>
4		20 mm	10 mm	128.6 W.m <sup>-1</sup>
5		20 mm	7 mm	126.6 W.m <sup>-1</sup>

A l'aide d'un logiciel de CFD, on calcule la température atteinte par le conducteur, en régime stationnaire, après le passage du courant, pour les deux configurations testées générant le moins de puissances par effet Joule, c'est-à-dire les configurations 4 et 5. Pour cela, on considère la convection naturelle dans une tranche de SF6 à pression 5 bars, contenu entre le conducteur et la cuve. La turbulence est prise en compte avec un modèle SST  $k-\omega$  et le transfert radiatif est négligé. On fixe la température de la cuve à 300 K et la puissance dissipée par le conducteur correspondant à celle du **Tableau 1**.

Dans la configuration 4, le conducteur atteint une température de 322.5 K, et dans la configuration 5 de 322.0 K. La configuration 4 dissipe une puissance 1.6 % plus importante que la configuration 5 mais la différence de température obtenue sur le conducteur est inférieure à 0.2 %. Bien que ces deux configurations soient très proches, on peut noter une réduction de température plus importante avec la configuration 4. On choisit donc de tester expérimentalement cette configuration dans la suite de l'étude.

#### 4. ANALYSE EXPERIMENTALE

Des mesures de température ont été réalisées pour vérifier et quantifier la réduction de température induite par le conducteur fendu. Le montage expérimental est composé d'un conducteur horizontal dans une cuve remplie de SF6 sous pression. Le conducteur et la cuve sont composés d'un alliage d'aluminium. Un courant alternatif traverse le conducteur d'une extrémité à l'autre.

La température dans le montage est mesurée par des thermocouples placés sur le conducteur, la cuve et dans le SF6 (**Fig.5**). Les thermocouples sont placés sur le haut, le bas et les côtés du conducteur et sur le haut et le bas de la cuve dans les plans A, B, C, D et E représentés **Fig.5**. Dans le gaz, les thermocouples sont placés au dessus, en dessous et au centre du conducteur dans le plan C. La précision de ces thermocouples après la pose est de 2 °C. On recueille la température après stabilisation de celle-ci comme décrit dans [4]. Les mesures sont effectuées à deux courants nominaux

4000 A et 5000 A, et à deux pressions 4.7 bars et 6 bars. Le conducteur et la cuve sont pris suffisamment longs pour s'affranchir de l'influence des bords sur les résultats.

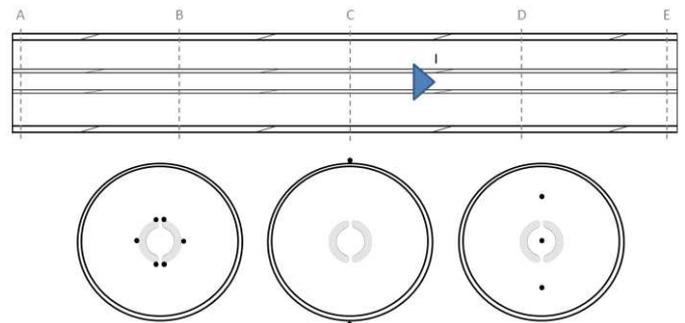


Fig.5 Schéma du positionnement des thermocouples sur le conducteur, la cuve et dans le gaz durant les expériences

On teste trois configurations (**Fig.6**). Tout d'abord, on effectue les mesures de température dans le montage avec un conducteur standard de section  $S_1$  (a), puis avec un conducteur fendu de section  $S_2$  (b) dont les dimensions correspondent à la configuration 4 du **Tableau 1**. Comme il a été spécifié précédemment, la section de passage du courant du conducteur standard  $S_1$  est 18 % moins importante que celle du conducteur fendu  $S_2$ . Pour n'observer que l'influence de l'ouverture sans variation de section de passage du courant, on effectue également des mesures de température sur le conducteur fendu avec du ruban adhésif obstruant l'ouverture (c) pour empêcher la circulation du gaz entre l'intérieur et l'extérieur du conducteur.

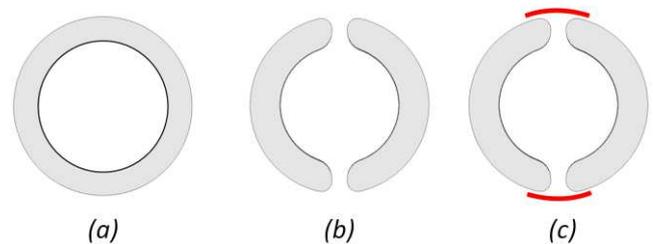


Fig.6 Schéma des géométries de conducteur testées expérimentalement (a) conducteur standard, (b) conducteur fendu, (c) conducteur fendu avec du ruban adhésif obstruant l'ouverture

#### 5. RESULTATS

Tableau 2. Différence de température sur le conducteur et la cuve, entre les essais effectués à 5000 A et ceux à 4000 A

Différence de température $T_{5000A} - T_{4000A}$	Conducteur standard (Configuration a)		Conducteur fendu (Configuration b)	
	4.7 bars	6 bars	4.7 bars	6 bars
Conducteur	19.4 K	18.4 K	16.6 K	15.8 K
Cuve	8.8 K	8.9 K	8.8 K	9.0 K

Tableau 3. Différence de température sur le conducteur et la cuve, entre les essais effectués à 4.7 bars et ceux à 6 bars

Différence de température $T_{4.7bars} - T_{6bars}$	Conducteur standard (Configuration a)		Conducteur fendu (Configuration b)	
	4000 A	5000 A	4000 A	5000 A
	4000 A	5000 A	4000 A	5000 A
Conducteur	4.4 K	5.5 K	2.3 K	2.8 K
Cuve	1.1 K	1.1 K	0.6 K	0.3 K

Les résultats des expériences sont résumés dans les **Tableau 2** et **Tableau 3**. Les valeurs représentées **Tableau 2** correspondent à la différence entre les températures moyennes mesurées sur le conducteur et la cuve durant les essais à 5000 A et les essais à 4000 A, avec les conducteurs (a) et (b). Les valeurs représentées **Tableau 3** correspondent à la différence entre les températures moyennes mesurées sur le conducteur et la cuve durant les essais à 4.7 bars et les essais à 6 bars, avec les conducteurs (a) et (b).

### 5.1. Influence du courant et de la pression

Tout d'abord, à géométrie et pression constantes, on observe qu'une augmentation du courant nominal entraîne une augmentation de l'élévation de température du conducteur entre 16 K et 19 K et de la cuve d'environ 9 K. Cette tendance est en accord avec celle donnée par le circuit électrique équivalent (**Fig.2**). D'un point de vue quantitatif,  $T_{1f}$  et  $T_{2f}$  sont calculées à partir des équations (4) et (5), dans la configuration du conducteur standard et du conducteur fendu, à 4.7 bars et 6 bars. La différence de température maximale obtenue entre les températures calculées et les températures mesurées est de l'ordre de 2% pour  $T_{2f}$  (ce qui est inférieur à l'erreur de mesure) et de 3.5 % pour  $T_{1f}$ . La différence entre les valeurs analytiques et expérimentales de  $T_{1f}$  est principalement due au transfert thermique par rayonnement supposé proportionnel à la température dans le circuit électrique équivalent, alors qu'il est, en réalité, proportionnel à la puissance quatrième de la température  $T^4$ .

Ensuite, à géométrie et courant constants, on observe qu'une augmentation de pression entraîne une diminution de l'élévation de température du conducteur entre 2 K et 5 K, mais n'a pas d'influence sur l'élévation de température de la cuve. Ceci est en accord avec la tendance prédite par le circuit électrique équivalent (**Fig.2**).

### 5.2. Influence de la géométrie

Le **Tableau 4** permet de comparer les températures mesurées avec les différents conducteurs. La première ligne représente la différence entre la température moyenne du conducteur mesurée durant l'essai avec le conducteur fendu  $T_b$  et celle mesurée durant l'essai avec le conducteur standard  $T_a$ . La deuxième ligne représente la différence entre la température moyenne du conducteur mesurée durant l'essai avec le conducteur fendu à l'ouverture obstruée  $T_c$  et celle mesurée durant l'essai avec le conducteur standard  $T_a$ .

Tableau 4. Différence de température sur le conducteur entre les trois configurations testées

Différence de température	4.7 bars		6 bars	
	4000 A	5000 A	4000 A	5000 A
$T_b - T_a$	-8.1 K	-11.1 K	-6.0 K	-8.6 K
$T_c - T_a$	-1.8 K	-1.8 K		

Ces expériences montrent que les températures sont moins élevées avec le conducteur fendu qu'avec le conducteur standard entre 8 K et 11 K à 4.7 bars et 6 K et 9 K à 6 bars. Ceci représente une réduction de température de 18 % à 4.7 bars et de 15 % à 6 bars et constitue une réduction importante pour cette application. On observe également que la réduction de température augmente quand la pression diminue, alors qu'elle reste globalement constante quand le courant nominal augmente.

On observe également que les températures mesurées sont moins élevées de 1.8 K avec le conducteur fendu à l'ouverture obstruée qu'avec le conducteur standard. Cette différence de température est inférieure à l'erreur de mesure. On peut alors considérer que la température est similaire dans les deux configurations. Par conséquent, la réduction de température obtenue avec le conducteur fendu est essentiellement due à l'ouverture verticale qui améliore le transfert convectif entre le gaz à l'intérieur et à l'extérieur du conducteur.

## 6. CONCLUSION

Une nouvelle géométrie de conducteur comportant une ouverture verticale a été étudiée pour réduire l'augmentation de température due à la circulation du courant dans un PSEM. Les dimensions de ce conducteur fendu ont été déterminées à l'aide d'un outil d'éléments finis et d'un logiciel de CFD. Puis, les performances de ce conducteur ont été évaluées lors d'essais expérimentaux qui montrent une réduction de température entre 15 % et 18 % en comparaison avec le conducteur standard. Ces expériences ont également montré que cette réduction de température est essentiellement due à l'ouverture verticale qui améliore le transfert convectif. Cette nouvelle géométrie de conducteur permet donc, à conditions de pression et de géométrie identiques, la circulation d'un courant nominal plus important dans le PSEM.

## 7. REFERENCES

- [1] D. Koch, "Propriétés et utilisation du SF6 dans les appareils MT et HT", Cahier technique n°188, Schneider Electric, 2003
- [2] S.W. Kim, H.H. Kim, S.C. Hahn, K.Y. Park, Y.J. Shin W.P. Song, JB Kim, and I.H. Shin, "Coupled finite-element-analytic technique for prediction of temperature rise in power apparatus", *Magnetics*, IEEE Transactions on, vol. 38, pp. 921-924, 2002
- [3] J.K. Kim, J.Y. Lee, S.B. Wee, and S.C. Hahn, "A novel coupled magneto-thermal-flow analysis for temperature rise prediction of power apparatus", *Electrical Machines and Systems*, 2008. ICEMS 2008. International Conference on. IEEE, pp. 585-588, 2008
- [4] A. Chakir, M. Souli, N. Aquelet, "Study of a turbulent natural convection in cylindrical annuli of gas-insulated transmission lines

- 400 kV." *Applied Thermal Engineering*, vol. 23, pp. 1197-1208, 2003
- [5] Z. Geng, X. Lin, J. Xu, and F. Song, "Three-Dimensional Magneto-Thermal Fields Analysis and Test of 1100kV GIS Disconnecter." *Electromagnetic Field Problems and Applications (ICEF), 2012 Sixth International Conference on. IEEE*, pp. 1-4, 2012
- [6] S.L. Ho, Y. Li, X. Lin, E.D.C Lo, K.W.E. Cheng, and K.F. Wong, "Calculations of eddy current, fluid, and thermal fields in an air insulated bus duct system." *Magnetics, IEEE Transactions on*, vol. 43, pp. 1433-1436, 2007