



**HAL**  
open science

## **Fiabilité des substrats en AlN utilisés dans les modules IGBT en environnement aéronautique**

Adrien Zéanh, Olivier Dalverny, Eric Woirdard, Stephane Azzopardi, Moussa Karama, A. Bouzourene, J. Casut, Michel Mermet-Guyennet

### ► To cite this version:

Adrien Zéanh, Olivier Dalverny, Eric Woirdard, Stephane Azzopardi, Moussa Karama, et al.. Fiabilité des substrats en AlN utilisés dans les modules IGBT en environnement aéronautique. Conférence sur l'Electronique de Puissance du Futur, Jul 2008, Tours, France. pp.CD. hal-00324017

**HAL Id: hal-00324017**

**<https://hal.science/hal-00324017v1>**

Submitted on 23 Sep 2008

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

# Fiabilité des Substrats en AlN Utilisés dans les Modules IGBT en Environnement Aéronautique

A. Zéanh<sup>1,2,3,4,\*</sup>, O. Dalverny<sup>2</sup>, E. Woïgard<sup>3</sup>, S. Azzopardi<sup>3</sup>, M. Karama<sup>2</sup>, A. Bouzourene<sup>1</sup>, J. Casutt<sup>1</sup>, M. Mermet-Guyennet<sup>4</sup>

<sup>1</sup> THALES Avionics Electrical Systems. 41 bd de la république - BP 53, 78401 Chatou, France

<sup>2</sup> ENI de Tarbes - LGP. 47, av. d'Azereix - BP 1629, 65016 Tarbes Cedex, France

<sup>3</sup> Université Bordeaux - Laboratoire IMS. 351 cours de la Libération, 33405 Talence Cedex, France

<sup>4</sup> PEARL, Alstom Transport Tarbes. Rue du Docteur Guinier - BP4, 65600 Séméac, France

\* E-Mail: [adrien.zeanh@enit.fr](mailto:adrien.zeanh@enit.fr)

\*Tel.: +33(0)562534424

\*Fax: +33(0)562534481

*Cet article expose une méthodologie d'évaluation de la durée de vie et de la fiabilité des substrats AlN utilisés dans les interrupteurs électroniques de puissance à IGBT. Le critère de rupture a été formulé suivant le concept du maillon faible, avec une approche de Weibull. Les paramètres du matériau ont été déterminés sur des éprouvettes soumises à des essais de flexion 3 points. Afin de vérifier la validité de la démarche proposée, un calcul thermomécanique non linéaire par la Méthode des Éléments Finis a permis d'évaluer le nombre de cycles thermiques avant rupture d'un substrat métallisé, et de le confronter aux résultats expérimentaux. La démarche a ensuite été appliquée à deux configurations d'un module IGBT conçu pour une utilisation en environnement aéronautique. Le profil de chargement correspondant a été considéré pour déterminer par simulation numérique, l'évolution des contraintes principales maximales dans les substrats. Leurs fiabilités ont ainsi été évaluées et confrontées aux exigences du cahier des charges.*

**Mots Clés:** Module IGBT, critère de rupture, lois de comportement, simulation thermomécanique non linéaire, fiabilité.

## I. INTRODUCTION

Les modules IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) connaissent une utilisation croissante dans les systèmes de conversion de l'énergie électrique. A l'intérieur de ces modules, les substrats en céramique sont utilisés pour assurer l'isolation électrique des pistes conductrices, tout en participant à la tenue mécanique de l'assemblage et à l'évacuation des calories générées au niveau des composants électroniques lors de leur fonctionnement. Ils sont alors métallisés sur les deux faces avec du cuivre ou de l'aluminium par accrochage direct (Direct Copper Bonding, Direct Aluminium Bonding) ou par brasage avec des alliages métalliques (Active Metal Brazing). Parmi les matériaux utilisables ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Si}_3\text{N}_4$ , BeO, etc.) le nitrure d'aluminium (AlN) est très utilisé en raison de sa meilleure conductivité thermique. Cependant, sa rupture représente l'un des principaux modes de défaillance de ces modules (Fig. 1).

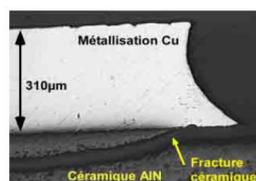


Figure 1 : Rupture d'un substrat métallisé AlN [1]

L'AlN présente une résistance mécanique en flexion relativement faible (environ 300 MPa) par rapport à celle des classiques  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (700 MPa) ou  $\text{Si}_3\text{N}_4$  (800 MPa), et son utilisation en environnement aéronautique sévère présente un

risque élevé de défaillance en raison des grandes amplitudes de température et des importantes dilatations différentielles qu'elles entraînent.

Le but de ce travail est de proposer une approche de prédiction de la durée de vie et de la fiabilité de ces substrats afin de permettre l'optimisation de la conception des modules IGBT par rapport à leur rupture.

Après un bref exposé de la théorie retenue pour la modélisation de la rupture des céramiques et de sa mise en œuvre, les essais de caractérisation du matériau seront présentés. Le modèle ainsi défini et identifié sera confronté aux résultats expérimentaux puis appliquée à l'analyse de la fiabilité d'un module IGBT conçu pour l'environnement aéronautique.

## II. APPROCHE THÉORIQUE DE LA RUPTURE DES SUBSTRATS CÉRAMIQUES

Aux températures auxquelles elles sont utilisées dans les modules IGBT (de  $-63$  à  $+200^\circ\text{C}$ ), les céramiques ont un comportement élastique linéaire fragile. Leurs résistances à la rupture varient considérablement suivant la nature de la sollicitation. Elles présentent par ailleurs un caractère fortement aléatoire, lié au fait que leurs procédés d'élaboration induisent des défauts de nature, de taille, de forme, d'orientation et de localisation très diverses [2]. A titre d'exemple, l'AlN a une résistance variant entre 197 et 270 MPa en traction, d'environ 300 MPa en flexion, et supérieure à 2 GPa en compression [3].

La prédiction fiable de la rupture des substrats sous des sollicitations complexes (comme c'est le cas dans les modules IGBT) nécessite alors la prise en compte de la nature du chargement, du volume de matériau sollicité, de la nature aléatoire de la rupture, etc.

Parmi les approches proposées, celle basée sur le concept du maillon faible est la plus utilisée [4].

#### A. Modélisation de la rupture des céramiques, concept du maillon faible

Dans cette approche, le matériau est assimilé à un ensemble d'éléments de volume  $dV$ , le gradient du champ de contraintes étant suffisamment faible pour que chaque élément de volume soit considéré dans un état de contrainte uniforme. On fait aussi les hypothèses que le matériau est isotrope statistiquement homogène (répartition uniforme de défauts), et que la rupture intervient de manière instantanée par la propagation du premier défaut activé.

L'activation des défauts est modélisée en utilisant une loi probabiliste. La loi de Poisson, utilisée pour dénombrer l'occurrence d'événements ponctuels a été choisie dans le cadre de cette étude. La probabilité de trouver  $k$  défauts activés dans un volume  $V$  est alors donnée par:

$$P_k(V) = e^{-\lambda V} \frac{(\lambda V)^k}{k!} \quad (1)$$

$\lambda$  étant la densité d'activation des défauts sous un chargement donné.

La probabilité de n'avoir aucun défaut activé (probabilité de survie) est alors donnée par la relation:

$$P_{k=0}(V) = e^{-\lambda V} \quad (2)$$

De nombreuses expressions ont été proposées pour modéliser la densité d'activation des défauts dans le matériau [5-6]. Parmi ces approches, celle basée sur les observations expérimentales de Weibull [7], est utilisée dans le cadre de cette étude. Pour une éprouvette en traction sous une contrainte normale  $\sigma$  donnée,  $\lambda$  est modélisé par une loi puissance:

$$\lambda = \frac{1}{V_0} \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^\beta \quad (3)$$

Le paramètre  $\beta$  appelé module de Weibull traduit la dispersion de  $\lambda$ .  $V_0$  et  $\sigma_0$  sont deux constantes du matériau. La probabilité  $P_F(\sigma, V)$  de rupture d'un échantillon de volume  $V$  soumis à la contrainte normale  $\sigma$ , s'écrit alors:

$$P_F(\sigma, V) = 1 - e^{-\frac{V}{V_0} \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^\beta} \quad (4)$$

Cette relation tient compte du volume du matériau, et correspond à un chargement uniaxial homogène.

La prise en compte de la nature quelconque du champ de contrainte est réalisée avec l'introduction du volume effectif de matériau, défini comme le volume que devrait avoir une éprouvette de traction qui, soumise uniformément à la valeur maximale de la contrainte principale maximale  $\sigma_M$  dans le volume, aurait la même probabilité de rupture. Son expression est donnée par:

$$V_{eff}(\beta) = \int_V \left( \frac{|\sigma_3| + \sigma_3}{2 \cdot \sigma_M} \right)^\beta dV \quad (5)$$

avec  $\sigma_3$  la contrainte principale maximale dans le volume.

Pour une éprouvette de volume  $V$  dans un état quelconque de contrainte, la probabilité de rupture s'écrit alors:

$$P_F(\sigma_M) = 1 - e^{-\frac{V_{eff}(\beta)}{V_0} \left( \frac{\sigma_M}{\sigma_0} \right)^\beta} \quad (6)$$

#### B. Exploitation du modèle

Dans son principe, la mise en œuvre de cette approche nécessite une caractérisation préalable du matériau dans une configuration d'essai (configuration n°1), pour ensuite utiliser les paramètres identifiés à la prédiction de son comportement dans une configuration n°2. Cette dernière configuration sera par exemple un Modèle Éléments Finis du système dont on cherche à prédire le comportement.

En notant  $V_{eff1}(\beta)$  et  $V_{eff2}(\beta)$  les volumes effectifs du matériau dans la situation n°1 et n°2 respectivement, la probabilité de rupture sous un état de contrainte de valeur principale maximale  $\sigma_{M1}$  dans la configuration n°1 s'écrit:

$$P_{F1}(\sigma_{M1}) = 1 - e^{-\frac{V_{eff1}(\beta)}{V_0} \left( \frac{\sigma_{M1}}{\sigma_0} \right)^\beta} \quad (7)$$

On a alors,

$$P_{F1}(\sigma_{M1}) = 1 - e^{-\left( \frac{\sigma_{M1}}{\eta} \right)^\beta} \quad \text{avec } \eta = \sigma_0 \left( \frac{V_{eff1}(\beta)}{V_0} \right)^{\frac{1}{\beta}} \quad (8)$$

Le terme  $\eta$ , est la résistance caractéristique du matériau durant l'essai (configuration n°1).

La probabilité de rupture du matériau sous un état de sollicitation dont la valeur maximale de la contrainte principale maximale vaut  $\sigma_{M2}$  dans la configuration n°2 s'écrit:

$$P_{F2}(\sigma_{M2}) = 1 - e^{-\frac{V_{eff2}(\beta)}{V_0} \left( \frac{\sigma_{M2}}{\sigma_0} \right)^\beta} \quad (9)$$

En utilisant les relations (8), on obtient finalement:

$$P_{F2}(\sigma_{M2}) = 1 - e^{-\frac{V_{eff2}(\beta)}{V_{eff1}(\beta)} \left( \frac{\sigma_{M2}}{\eta} \right)^\beta} \quad (10)$$

Cette relation permet aussi de déterminer les résistances caractéristiques et moyennes à la rupture dans la configuration n°2:

$$\sigma_{M2}(63.2\%) = \eta \left( \frac{V_{eff2}(\beta)}{V_{eff1}(\beta)} \right)^{\frac{1}{\beta}} \quad \text{et} \quad (11)$$

$$\sigma_{M2}(50\%) = \sigma_{M2}(63.2\%) \cdot \Gamma \left( 1 + \frac{1}{\beta} \right)$$

avec  $\Gamma(x)$  la fonction Gamma d'Euler.

### III. CARACTÉRISATION DU MATÉRIAU

L'utilisation des relations précédentes nécessite la connaissance de  $V_{eff1}(\beta)$  et des paramètres  $\beta$  et  $\eta$  dans une

configuration d'essai. Pour la caractérisation et l'identification du comportement à la rupture des substrats AIN considérés, notre choix s'est porté sur des essais de flexion trois points réalisés à température ambiante.

35 éprouvettes dont la forme et les dimensions sont définies en essayant de se conformer le plus possible à la norme EN 60672-2 (fig. 2), ont été testées.

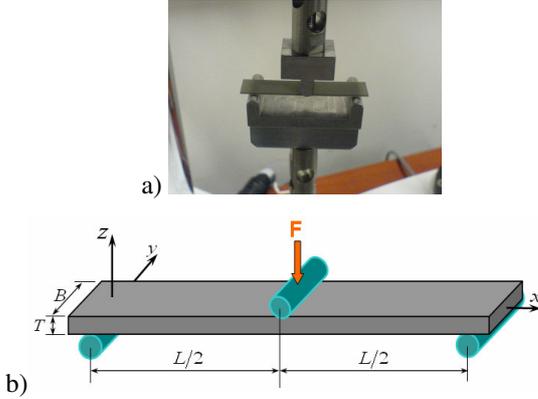


Figure 2 : Vue (a) et schématisation (b) du montage d'essai.

Les dimensions de l'éprouvette sont les suivantes:

$$L = 40 \text{ mm} , T = 0,635 \text{ mm} \text{ et } B = 10 \text{ mm} \quad (12)$$

#### A. Calcul du volume effectif de l'éprouvette

Sous l'hypothèse d'élasticité linéaire, un calcul de RdM permet de déterminer l'expression analytique de la contrainte de traction dans l'éprouvette. Dans une section droite à l'abscisse  $x$ , et pour un point situé à la hauteur  $z$  de la ligne moyenne, la contrainte normale s'exprime par

$$\sigma_{xx}(x, y, z) = \frac{-Fx}{2I_y} z = \frac{-6Fx}{B \cdot T^3} z . \text{ Elle atteint sa valeur}$$

$$\text{maximale } \sigma_{\max} = \frac{3FL}{2B \cdot T^2} , \text{ pour } x = \frac{L}{2} \text{ et } z = -\frac{T}{2} .$$

Le volume effectif de l'éprouvette vaut alors d'après (5):

$$V_{\text{eff}1} = \frac{L \cdot T \cdot B}{2(\beta + 1)^2} = 0,117 \text{ mm}^3 \quad (13)$$

#### B. Analyse des résultats d'essais

Les valeurs de  $\sigma_{\max}$  déterminées sur les 35 éprouvettes testées ont permis de tracer l'histogramme ci-dessous (fig. 3).

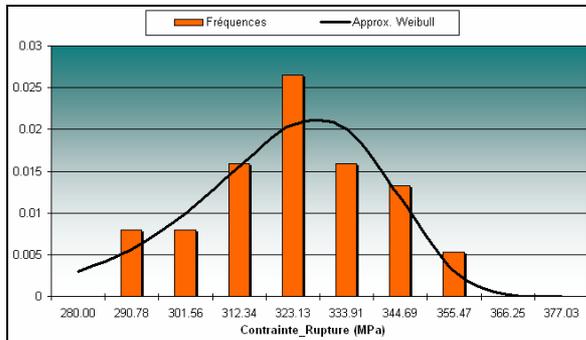


Figure 3 : Histogrammes et loi statistique de la contrainte maximale à la rupture.

Les deux autres paramètres du matériau sont déterminés à partir du tracé de Weibull (fig. 4).

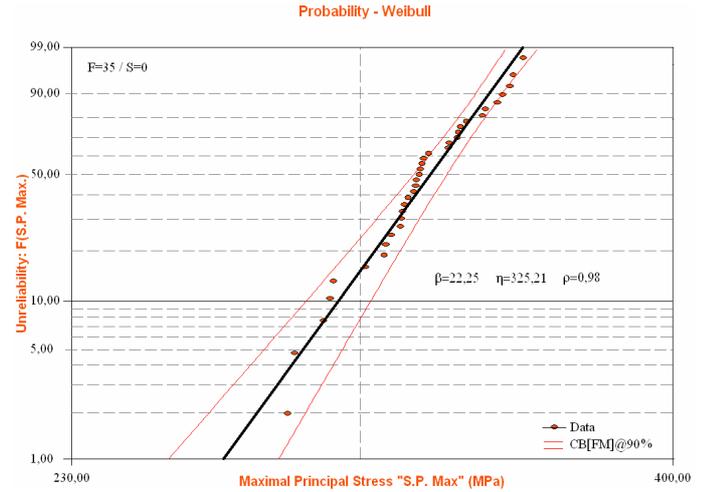


Figure 4 : Tracé de Weibull des contraintes à rupture

Les paramètres de la loi de répartition de la contrainte à rupture sont:  $\beta = 22.25$  et  $\eta = 325.21 \text{ MPa}$ .

Cette loi représentée sur l'histogramme de la figure 3 modélise correctement la population des contraintes à rupture en flexion du matériau dans cet essai.

#### IV. VALIDATION DE L'APPROCHE

La stratégie retenue pour la prédiction du comportement à la rupture des substrats dans les modules IGBT est basée sur la modélisation numérique de leur comportement mécanique. Nous faisons l'hypothèse que la rupture du substrat est due de l'augmentation du niveau de contrainte dans l'assemblage jusqu'à dépassement de leur résistance, en raison de l'écroutissage cyclique des métallisations. Le calcul du champs de contraintes dans le substrat permet de déterminer son volume effectif, et l'évolution de la valeur maximale de sa contrainte principale maximale.

Afin de valider cette démarche et vérifier le modèle de rupture précédemment exposé, nous avons évalué la tenue au cyclage du substrat DCB présenté à la figure 5.



Figure 5 : Vue du substrat DCB après rupture de l'AIN

Le substrat AIN a pour dimensions 24,5 mm x 19 mm x 0,5 mm, les métallisations supérieure et inférieure font 0,3 mm d'épaisseur.

Soumis à un cyclage thermique de -55 à +125°C, la rupture de ce substrat est survenue entre 50 et 100 cycles. Bien que basé sur un échantillon unique, ce résultat concorde avec les données publiées par Curamik® sur des substrats similaires dans des conditions d'essai très proches (fig. 6) [8].

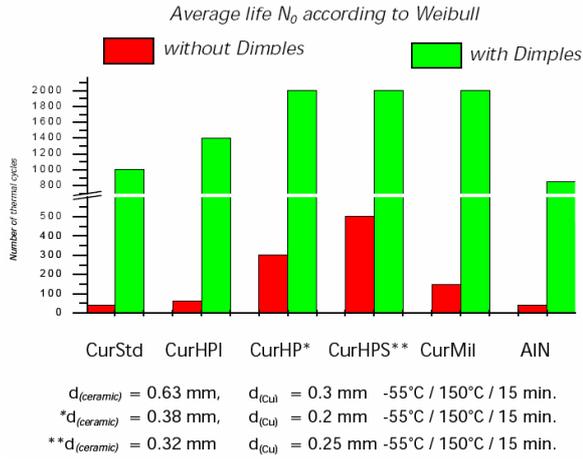


Figure 6 : Durées de vie moyennes de différents substrats métallisés en cyclage thermique [8]

### A. Modélisation et simulation de l'essai (par la M.É.F.)

Le substrat métallisé a été modélisé sous Abaqus® 6.6-1 (fig. 7).

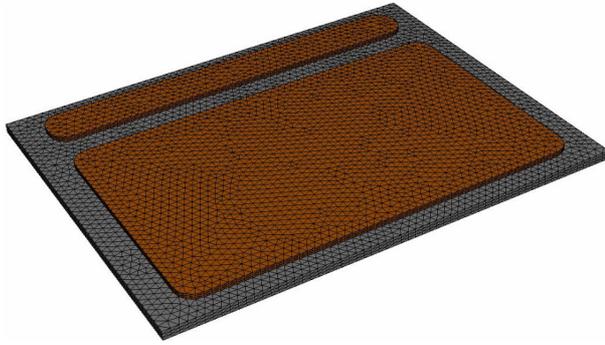


Figure 7: Modèle géométrique du substrat métallisé cyclé thermiquement après simulation de l'étape d'assemblage

En termes de lois de comportement, le substrat est modélisé à l'aide d'une loi d'élasticité linéaire.

$$d\underline{\underline{\varepsilon}} = d\underline{\underline{\varepsilon}}^e = \frac{1+\nu}{E} \cdot d\underline{\underline{\sigma}} - \frac{\nu}{E} \cdot d(\text{tr}\underline{\underline{\sigma}}) \cdot \underline{\underline{1}} + \alpha \cdot \theta \cdot \underline{\underline{1}} \quad (14)$$

Le modèle d'élastoplasticité avec écrouissages isotrope et cinématique non-linéaire combinés de Chaboche [9] a été utilisé pour les métallisations en cuivre afin de mieux décrire leur comportement cyclique en écrouissage.

$$d\underline{\underline{\varepsilon}} = d\underline{\underline{\varepsilon}}^e + d\underline{\underline{\varepsilon}}^p$$

$$\text{avec } d\underline{\underline{\varepsilon}}^p = \frac{3}{2} \frac{H(f) \frac{3}{2} \langle \underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}' \rangle : d\underline{\underline{\sigma}}}{C - \frac{3}{2} \gamma \frac{\underline{\underline{X}} : (\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}')}{J_2(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}})} + b(Q - R)} \frac{(\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}')}{J_2(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}})} \quad (15)$$

$$\text{et } \begin{cases} d\underline{\underline{X}} = \frac{2}{3} C d\underline{\underline{\varepsilon}}^p - \gamma \underline{\underline{X}} dp \\ dR = b(Q - R) dp \end{cases}$$

Avec une température de fusion supérieure à 2200°C, le comportement mécanique des substrats AIN peut être supposé indépendant de la température. Les coefficients thermiques et les paramètres des lois d'élasticité sont issus de la bibliographie [10].

Les paramètres d'écrouissage des métallisations (tableau 1) ont été déterminés par optimisation non linéaire à partir de

données et de courbes d'écrouissage issues de la bibliographie [1, 11].

Tableau 1 : Paramètres d'écrouissage des métallisations

	$R_0$ (MPa)	$Q$ (MPa)	$b$	$C$ (MPa)	$\gamma$
Cuivre	98.7	62.3	19.6	918.1	5.3
Aluminium	17.8	22.1	19.2	232.5	5.5

Le calcul et la visualisation du champ de contraintes principales maximales dans le substrat (fig. 8) après simulation du procédé d'assemblage (DCB) montre que le maximum de contrainte principale maximale se situe sous l'empreinte de la métallisation supérieure. Ce champ de contraintes montrant que la rupture partira de manière préférentielle des bords de la métallisation, est cohérent avec la nature de la rupture du substrat (fig. 5).

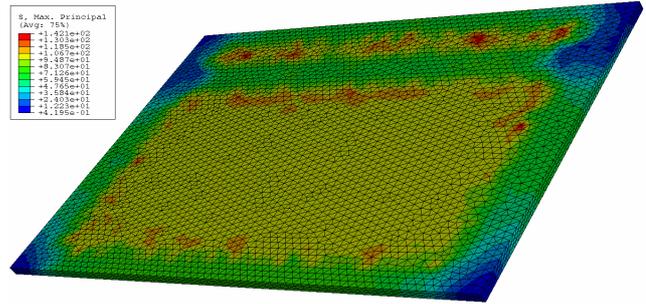


Figure 8 : champ de contraintes principales maximales dans le substrat (MPa) après 2 cycles

### B. Post-Processing et estimation de la tenue au cyclage

L'utilisation d'un script en langage python permet l'extraction au cours de chaque cycle et à chaque pas de calcul, de la contrainte principale maximale et du volume effectif du substrat. Le calcul des volumes effectifs est réalisé à l'aide de la relation (5), en fonction du type d'élément utilisé pour le maillage, des valeurs de contraintes aux points d'intégrations et du type d'extrapolation au niveau élémentaire (linéaire ou quadratique).

La figure 9 donne l'évolution de la contrainte principale maximale après stabilisation (à partir du 6<sup>ème</sup> cycle).

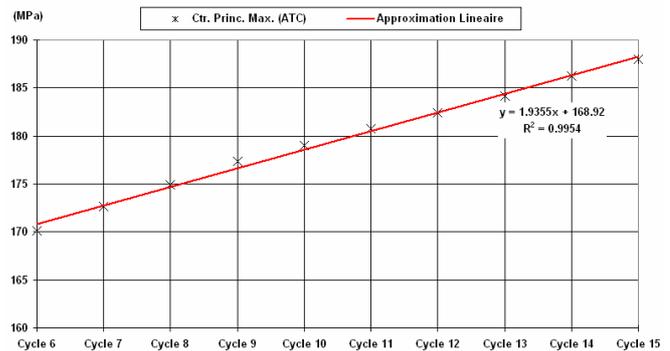


Figure 9 : Évolution de la contrainte principale maximale sur 15 cycles thermiques

La valeur maximale de la contrainte principale maximale dans le substrat, présente une évolution linéaire après stabilisation du comportement de l'assemblage. D'une valeur de 170.1 MPa au 6<sup>ème</sup> cycle, son taux d'accroissement cyclique est de l'ordre de 1.93 MPa/Cycle.

Les volumes effectifs  $V_{eff2}(\beta)$  sont sensiblement constants aux pas de calcul correspondant aux valeurs

maximales des contraintes principales maximales. Leur moyenne qui est de  $0.182\text{mm}^3$ , conduit avec la relation (11) à une résistance moyenne à la rupture de 311.1 MPa dans l'assemblage.

Le nombre de cycles nécessaires pour atteindre la contrainte moyenne à la rupture du substrat dans cet assemblage peut alors être approximé en utilisant la relation (10). On obtient un nombre de l'ordre de 84 cycles.

Ce résultat concordant avec l'expérimentation permet de conclure sur la validité de la démarche proposée. Il permet aussi de valider le choix des lois de comportement et l'approximation linéaire dans la modélisation de l'évolution de la valeur maximale de la contrainte principale maximale au cours du cyclage.

## V. APPLICATION À UN MODULE AÉRONAUTIQUE

Développé au sein du laboratoire PEARL pour une application aéronautique, le module étudié ici est un sandwich de deux substrats métallisés. Les composants sont brasés sur le substrat inférieur et connectés par des bumps de puissance au substrat supérieur, l'ensemble étant brasé une semelle en Al-SiC. La technologie utilisée (proposée par PEARL) permet à l'échelle du convertisseur de meilleures performances électriques et thermiques, de meilleures densités d'intégration (poids, volumes) et des coûts plus faibles en comparaison avec les solutions classiques d'assemblage de modules IGBT [10, 12].

A partir du Modèle Éléments Finis de l'assemblage (fig. 10), sa fiabilité par rapport à la rupture des substrats sur la durée de vie de l'avion a été évaluée pour deux configurations: une avec métallisations en cuivre et une autre avec métallisations en aluminium.

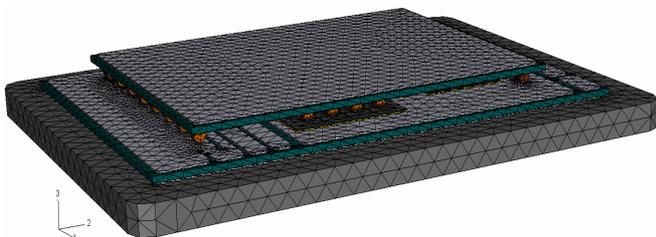


Figure 10 : Vue du modèle Éléments Finis du module

En plus du profil de chargement réel défini suivant la norme "International Standard of Atmosphere" (ISA), un profil de cyclage accéléré (ATC) de  $-55$  à  $+125^\circ\text{C}$  avec des paliers de 15 min a été simulé afin de permettre le calcul des facteurs d'accélération, définis comme le rapport entre les durées de vie moyennes en utilisation réelle et en cyclage accéléré. Les paramètres matériaux utilisés proviennent de la bibliographie [10].

Les simulations par Éléments Finis ont permis de visualiser le champ de contraintes principales maximales dans les substrats (fig. 11), et de déterminer l'évolution de leurs valeurs maximales et des volumes effectifs correspondants, pour les différentes configurations de module et de chargement thermique.

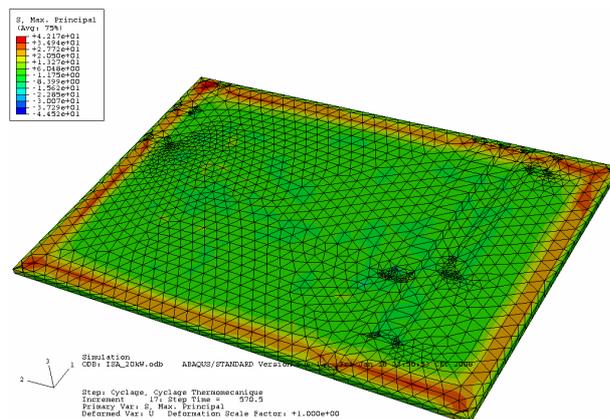


Figure 11 : Contraintes principales maximales (MPa) dans le substrat inférieur avec métallisation en cuivre

La fiabilité des substrats a été évaluée dans chaque cas, par l'approche exposée ci-dessus. Le tableau 2 présente les résultats obtenus.

Tableau 2 : Durées de vie caractéristiques (en cycle), facteurs d'accélération (AF) et fiabilité du substrat suivant la métallisation

Métallisation	ATC	ISA	AF	Fiabilité sur 40.000 cycles
Cuivre	513	2441	4.8	Pratiquement nulle (0%)
Aluminium	2230	92967	41.7	100%

Ces calculs ont non seulement permis de comparer deux solutions de substrats métallisés du point de vue de la défaillance des substrats au sein du module, mais aussi et surtout de démontrer la capacité de la technologie retenue à satisfaire les exigences aéronautiques en matière de fiabilité des substrats. Les tenues au cyclages accélérés déterminés permettront de vérifier les prévisions lors d'essais de cyclage sur prototypes, et d'ajuster si nécessaire les durées de vie caractéristiques et fiabilités en utilisation réelle, via les facteurs d'accélération.

## VI. CONCLUSION

Dans cet article, une méthodologie basée sur le concept du maillon faible et la simulation numérique, pour l'évaluation de la fiabilité des substrats AlN utilisés dans les modules IGBT a été exposée. Le matériau a fait l'objet d'une caractérisation lors d'essais de flexion 3 points, la démarche a été validée sur des résultats expérimentaux, avant d'être mise en œuvre sur un module conçu pour une utilisation en environnement aéronautique. Deux configurations du module ont alors été comparées suivant le critère de la fiabilité de leurs substrats.

La mise en œuvre de cette méthodologie sur des configurations différentes de substrats métallisés (tailles, épaisseurs, nature de métallisation, etc.), en nombre suffisant permettrait des traitements statistiques des résultats d'essais, et une vérification de l'ensemble des hypothèses de modélisation.

Par ailleurs, la précision de la prédiction du comportement à rupture des substrats repose grandement sur la performance du modèle éléments finis du module, avec en particulier celle des lois de comportement mécanique des métallisations. La loi d'élastoplasticité avec écrouissages isotrope et cinématique non linéaire combinés utilisée ici est suffisamment performante pour la description du comportement cyclique des métallisations [9]. Cependant, des travaux supplémentaires dans l'identification in situ des

paramètres des métallisations (par nano-indentation par exemple) permettrait des améliorations significatives des prévisions.

Cette méthodologie peut être utilisée en couplage avec des méthodes probabilistes d'évaluation de fiabilité [13]. Cela permettrait d'optimiser la conception des modules IGBT vis-à-vis de la rupture de leurs substrats, avec la mise en évidence de leurs facteurs influents.

## VII. REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier Dr. Tony LHOMMEAU de PEARL, pour les résultats expérimentaux sur le substrat métallisé.

## VIII. RÉFÉRENCES

- [1] Laurent DUPONT, "Contribution à l'étude de la durée de vie des assemblages de puissance dans des environnements haute température et avec des cycles thermiques de grande amplitude", Thèse de Doctorat de l'ENS de Cachan, 2006.
- [2] Jean-Marie HAUSSONNE, Claude CARRY, Paul BOWEN, James BARTON. "Céramiques et verres, principes et techniques d'élaboration", Presse polytechniques et universitaires romandes, 2005.
- [3] M. F. ASHBY, "Materials Selection in Mechanical Design", Third Edition, Butterworth-Heinemann, (2005).
- [4] Jean-Loup PRENSIER, "Rupture des matériaux et théorie de Weibull", LMT Cachan - [http://www.si.ens-cachan.fr/ressource/r34/r34\\_bis.htm](http://www.si.ens-cachan.fr/ressource/r34/r34_bis.htm)
- [5] J. LAMON, A. G. EVANS, "Statistical analysis of bending strengths for brittle solids: A multiaxial fracture problem", Journal of the American Ceramic Society, 66(3) (1983) 177-82.
- [6] P. STANLEY, H. FESSLER, & A. D. SEVILL, "An engineer's approach to the prediction of failure probability of brittle components" Proc. Brit. Ceram. Soc., 22 (1973) 453-87.
- [7] L. J. M. G. DORTMANS & G. DE WITH, "Weakest-link Failure Predictions for Ceramics Using Finite Element Post-processing", Centre for Technical Ceramics, P.O. Box 595, 5600 AN Eindhoven, The Netherlands Journal of the European Ceramic Society 6 (1990) 369-374
- [8] curamik<sup>®</sup> electronics gmbh, "Design Rules für curamik<sup>®</sup> DCB-Substrate", [www.curamik.de](http://www.curamik.de)
- [9] Jean LEMAITRE, Jean-Louis CHABOCHE, "Mécanique des Matériaux solides", Edition Dunod, 1985.
- [10] Adrien. ZÉANH, Olivier DALVERNY, Moussa KARAMA, Eric WOIRGARD, Stéphane AZZOPARDI, Arezki BOUZOURENE, Jacques CASUTT, Michel MERMET-GUYENNET, "Reliability of the connections used in IGBT modules, in aeronautical environment", International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization (IJSMDO), Vol 2, pp 123 - 133, (2008)
- [11] Dominique FRANÇOIS, "Lois de comportement des métaux - Élastoplasticité. Viscoplasticité", Techniques de l'Ingénieur, M4152, 2005.
- [12] Michel MERMET-GUYENNET, "New structure of power integrated module", Proceedings of the CIPS, Naples, Italy, June 7-9, 2006.
- [13] Alexandre MICOL, "Approche probabiliste dans la conception des modules de puissance", Thèse de Doctorat de l'Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2007.