

Modélisation de la fissuration à l'interface fil-métallisation via un modèle de zone cohésive

Nausicaa DORNIC^a, Ali IBRAHIM^a, Zoubir KHATIR^a, Nicolas DEGRENNE^b, Stefan MOLLOV^b

^a Laboratoire SATIE, IFSTTAR, 25 allée des Marronniers 78000 Versailles, France

^b Mitsubishi Electric R&D Centre Europe, 1 Allée de Beaulieu 35708 Rennes, France

RESUME - Ce papier se concentre sur l'élaboration d'un modèle d'endommagement de la fissuration présente à l'interface entre fils et métallisation au sein d'un assemblage classique de module de puissance. Pour ce faire, une étude expérimentale est tout d'abord mise en œuvre pour comprendre comment se forme et se propage la fissure avec le vieillissement du module. Les résultats des analyses montrent que les fissures s'initient dès le début du vieillissement, aux extrémités du contact entre fils et métallisations, puis se propagent le long de l'interface vers le centre du contact. Ces résultats sont cohérents avec ceux de la littérature. Ensuite est mise en œuvre une étude numérique dans le but de simuler l'initiation et la propagation de ces fissures. Un modèle de zone cohésive issu du domaine de la mécanique de la rupture est alors utilisé. Pour paramétrer ce modèle, des données tirées de la littérature sont employées. Le paramétrage constitue ici un des verrous les plus importants à l'utilisation du modèle de zone cohésive, car très peu de données sont présentes dans la littérature. Les résultats obtenus en simulation montrent bien l'initiation des fissures aux extrémités du contact et leur propagation vers le centre, comme cela a été observé lors des analyses. En revanche, le paramétrage n'est pas encore adapté au cas d'étude car la longueur de fissure pour une contrainte donnée ne correspond pas aux données expérimentales. Davantage de travaux doivent être entrepris pour pouvoir coller le modèle numérique aux résultats des analyses.

Mots-clés—Fiabilité, Module de Puissance, Fils d'Interconnexion, Fissuration, Modèle de Zone Cohésive.

1. INTRODUCTION

Les modules de puissance sont soumis en fonctionnement à de fortes contraintes environnementales et fonctionnelles, qui mènent à leur défaillance. Des dégradations apparaissent en effet au sein de l'assemblage, les plus fréquentes étant la détérioration de l'attache de puce et des interconnexions supérieures constituées généralement des fils et métallisations de puce [1]. Pour déterminer la durée de vie restante des modules de puissance en fonctionnement, des modèles de durée de vie sont utilisés. Les modèles empiriques sont les plus courants, car leur réalisation et implémentation sont maintenant bien connues [2]. Cependant, ces modèles sont critiqués du fait qu'ils ne décrivent pas les mécanismes physiques responsables de l'endommagement. C'est pourquoi les modèles basés sur la physique connaissent un intérêt grandissant [3].

L'objectif des travaux présentés dans ce papier est de proposer un modèle d'endommagement spécifique à la

dégradation des fils d'interconnexion des modules, le but étant à terme d'en déduire un modèle de durée de vie basé sur la physique. Pour ce faire, une analyse de la dégradation au niveau des fils d'interconnexion est tout d'abord effectuée afin de mieux décrire l'endommagement dans cette zone et son évolution. À partir de ces résultats, une modélisation par éléments finis de cet endommagement est réalisée via l'utilisation d'un modèle de zone cohésive tiré du domaine de la mécanique de la rupture.

2. ANALYSE DE LA DEGRADATION

L'une des principales dégradations présente au sein d'un assemblage classique de module de puissance est la rupture du contact entre fils et métallisations de puce. Deux types de rupture sont observés: la fissuration de l'interface entre fil et métallisation qui mènent finalement au décollement complet du fil, ou bien la fracture du talon du fil. Cette dernière, due à la flexion du fil, est moins courante car liée à des conditions opérationnelles intenses [4]. La fissuration à l'interface fil-métallisation, quant à elle, est le résultat d'une fatigue thermomécanique due à la différence de coefficient de dilatation thermique entre l'aluminium du fil et le silicium de la puce ($\alpha(\text{Si}) \approx 4 \text{ ppm}/^\circ\text{C}$ vs. $\alpha(\text{Al}) \approx 23 \text{ ppm}/^\circ\text{C}$) [5]. C'est cette dégradation qui a été choisie ici comme cas d'étude. La méthode présentée peut néanmoins s'appliquer à d'autres situations lorsqu'il y a endommagement par fissuration (délamination...).

2.1. Protocole de test

La première étape a été de choisir un dispositif qui permette d'isoler la dégradation au niveau des fils. Le choix s'est porté sur le module SKIM63 de Semikron. En effet, de précédentes études ont montré que seules des dégradations au niveau des interconnexions supérieures étaient visibles sur ce type de module [6]. Cela s'explique d'une part par l'absence de semelle de l'assemblage, et d'autres part par la réalisation de l'attache de puce en frittage d'argent.

Dans un second temps, pour pouvoir initier et suivre la fissuration avec le vieillissement du module, des tests de cyclage accélérés spécifiques ont été mis en œuvre. Les conditions de tests ont été fixées pour l'ensemble du cyclage à $\{\Delta T_j = 110^\circ\text{C}, T_{j,\text{min}} = 35^\circ\text{C}, t_{\text{ON}} = 3\text{s}\}$. Six modules SKIM63 ont alors été testés, mais pour un nombre de cycles de plus en plus grand de telle sorte que chacun des modules atteigne un niveau de dégradation de plus en plus important. Les modules étant

identiques, l'endommagement est supposé apparaître uniformément à l'intérieur de l'ensemble des dispositifs testés.

L'évolution de la tension (V_{CE}), indicateur des dégradations au niveau des interconnexions supérieures, en fonction du cyclage est tracée figure 1 pour chacun des six modules testés. Le niveau de dégradation indiqué correspond au moment où le cyclage a été interrompu pour retirer un dispositif. Le dernier module n°6 a été testé jusqu'à sa fin de vie, le critère de défaillance étant fixé ici à 5% d'élévation du (V_{CE}). Ainsi, le nombre de cycle requis pour atteindre la défaillance (N_f) est obtenu, et est égal ici à 60000 cycles. Ce nombre (N_f) est utilisé pour normaliser l'axe des abscisses. L'ensemble des courbes suit la même tendance, ce qui semble confirmer que l'endommagement est bien uniforme pour les six modules testés.

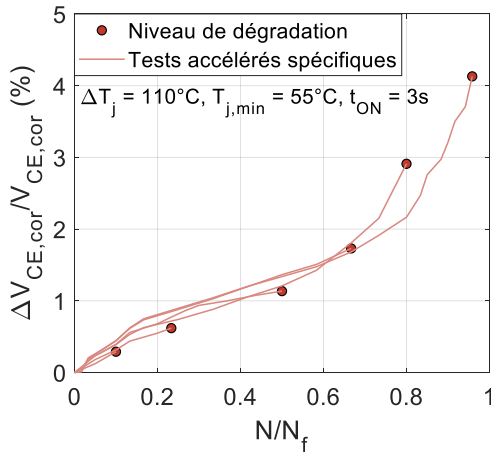


Fig. 1. Evolution de la tension V_{CE} pour les six modules SKIM63 testés en fonction du cyclage

2.2. Résultats des analyses

Une fois les modules SKIM63 cyclés, des micro-sections sont réalisées afin de pouvoir accéder à l'interface entre les fils et métallisations. La fissuration à l'interface peut ensuite être mesurée au microscope numérique après avoir enrésiné et poli les échantillons cyclés, comme présenté figure 2.

Les résultats montrent que les fissures s'initient dès le début du cyclage, aux extrémités du contact et en particulier au niveau du talon là où les contraintes sont les plus fortes. Ces fissures se propagent ensuite vers le centre du contact, le long de l'interface avec la métallisation, pour finalement se rejoindre et provoquer la levée de fil. Ces résultats sont cohérents avec ceux de la littérature [7]. Pour en savoir davantage sur les mécanismes responsables de la formation et propagation de ces fissures, des analyses de la structure granulaire de l'aluminium (EBSD) sont envisagées [8].

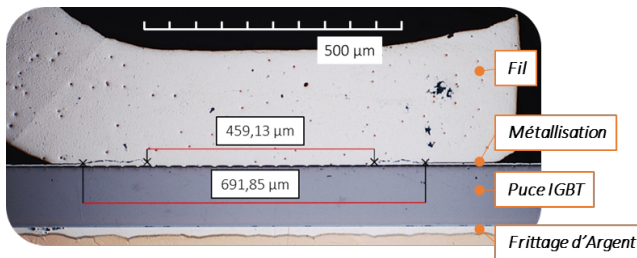


Fig. 2. Fissuration à l'interface fil/métallisation après 6000 cycles ($\approx 10\%$ de la durée de vie du module) pour $\{\Delta T_j = 110^\circ\text{C}, T_{j,min} = 35^\circ\text{C}, t_{ON} = 3\text{s}\}$.

A partir des mesures de fissure effectuées au microscope numérique, il est possible de tracer l'évolution de l'endommagement à l'interface fil-métallisation en fonction du cyclage, comme présenté figure 3. La fissuration noté 'f'

correspond au pourcentage de fissures présentes à l'interface ramené à la longueur du contact initial :

$$f = \frac{l_{ini} - l_{deg}}{l_{ini}} * 100 \quad (1)$$

Pour chaque dispositif testé, les données sont séparées en deux groupes : en rouge les fissures mesurées pour les fils situés au centre de la puce, et en bleu celles mesurées pour les fils situés aux extrémités de la puce. La figure 3 montre ainsi que les fils centraux sont plus impactés que ceux aux extrémités, car les contraintes thermiques (ΔT_j) sont en effet plus élevées à cette endroit. Globalement, il semble que les fissures se propagent linéairement à l'interface fil-métallisation. Deux zones sont tout de même à noter : le début du cyclage où les fissures semblent se propager très rapidement, et la fin du cyclage où l'ensemble du contact est fissuré provoquant ainsi le décollement des fils de la métallisation.

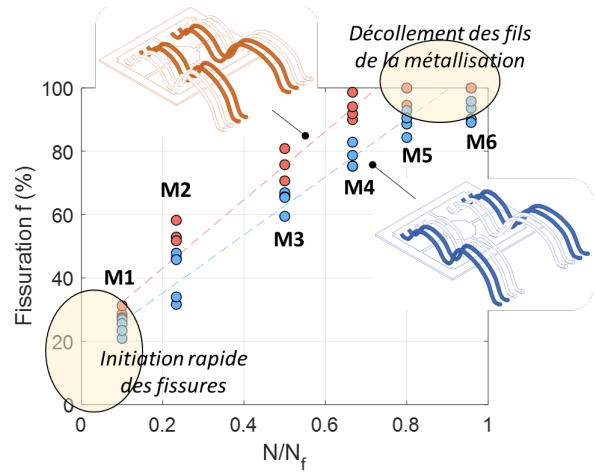


Fig. 3. Evolution de la fissuration (f) du contact fil-métallisation en fonction du cyclage pour les conditions $\{\Delta T_j = 110^\circ\text{C}, T_{j,min} = 55^\circ\text{C}, t_{ON} = 3\text{s}\}$

3. MODÉLISATION DE LA FISSURATION

Pour pouvoir modéliser la fissuration entre fils et métallisations, un modèle de zone cohésive est utilisé. Ce modèle permet de décrire le comportement de la fissure par une loi dite de traction cohésive, comme serait décrit le comportement d'un matériau par sa loi de contrainte-déformation. C'est en paramétrant cette loi que l'on peut simuler l'initiation et la propagation de la fissure [9].

Cependant, l'identification de ces paramètres est l'une des plus grosses difficultés de l'utilisation du modèle de zone cohésive. Ils dépendent en effet du matériau en présence, de la géométrie, ou bien encore de la charge [10]. Dans le cas précis ici des fils et métallisations en aluminium au sein des modules de puissance, les données de la littérature sont rares [11]. De ce fait, c'est en se basant sur les résultats des analyses présentées précédemment que pourra être paramétrée cette loi.

3.1. Paramétrage du modèle de zone cohésive

Diverses formes de la loi de traction cohésive permettant de définir le modèle de zone cohésive ont été présentées dans la littérature [9, 12]. De type bilinéaire, pour les lois les plus simples, au type exponentiel, pour les plus complexes, leurs identifications posent problème du fait de la complexité des phénomènes associées au processus de fissuration. De ce fait, des lois simples de forme bilinéaires sont généralement utilisées et leurs paramètres sont identifiées à l'aide de données expérimentales issus d'essais mécaniques [11, 13, 14].

Une forme bilinéaire de la loi de traction cohésive est proposée dans ANSYS Mechanical. C'est celle qui a été choisie

ici dans ce cas d'étude et qui est présentée figure 4. Deux paramètres permettent de la décrire : la contrainte maximale ($\sigma_{\max}$) que peut endurer l'interface sous l'effet de la traction avant de commencer à se rompre, et l'énergie critique (G_c) nécessaire à la décohésion complète, c'est-à-dire à la fissuration. Un paramètre (d), variant de 0 à 1, est utilisé pour permettre de suivre la décohésion. Ainsi, lorsque la contrainte ($\sigma_{\max}$) est atteinte et que la décohésion s'initie, (d) est égal à zéro. Enfin, lorsque l'énergie de décohésion atteint la valeur critique (G_c), la fissuration est complète et d est égal à 1. Il est aussi possible de remplacer le paramètre énergétique (G_c) par la déformation critique (δ_c), qui correspond à l'ouverture critique à l'interface à partir de laquelle la fissuration est complète. Néanmoins, ce paramètre est plus compliqué à déterminer, et donne moins d'information sur la décohésion que le paramètre (G_c).

Un aspect important à intégrer à la loi de traction cohésive est le chargement cyclique auquel est soumis l'interface fil-métallisation au cours du cyclage. Plusieurs cycles (ΔT_j) sont en effet nécessaires pour fissurer l'intégralité du contact. Ainsi, la loi de traction cohésive est adaptée en fonction de la valeur de (d) qui donne une information sur le degré de fissuration à l'interface. La pente (K) initiale, correspondant à la rigidité de l'interface, est de ce fait réduite d'un facteur dépendant de (d), comme présenté figure 4. Un exemple de chargement cyclique y est représenté. Contrairement au chemin bleu, une relaxation s'opère lorsque (d_i) est atteint, ce qui correspond à la fin du premier cycle en vert ; un second cycle en orange est ensuite nécessaire pour permettre d'atteindre (G_c) et finaliser la fissuration.

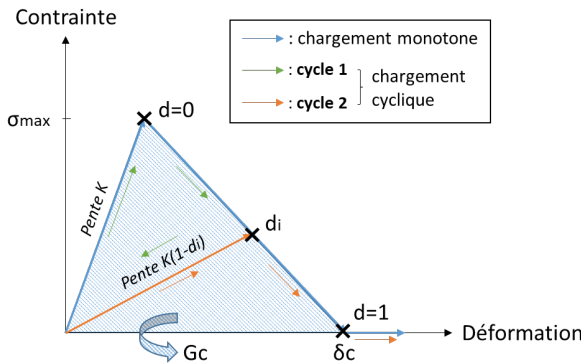


Fig. 4. Loi de traction cohésive bilinéaire extraite d'ANSYS Mechanical

Dans un premier temps, les paramètres ($\sigma_{\max}$) et (G_c) ont été définis à partir de données issues de la littérature. Les valeurs sont résumées dans le tableau 1. La contrainte maximale ($\sigma_{\max}$) est tirée de la publication [15], dans laquelle un modèle de zone cohésive est implémenté dans une simulation à éléments finis, pour un matériau présentant des propriétés mécaniques proche de l'aluminium (module d'Young environs de 70 GPa, et coefficient de Poisson de 0.3). L'énergie critique (G_c) quant à elle est tirée de la publication [16], dans laquelle sont calculées les énergies de surface de métaux purs à partir de différentes méthodes expérimentales. Ces deux valeurs ne correspondent pas précisément à notre cas d'étude, l'idée étant dans un premier temps de tester le bon fonctionnement du CZM en simulation. Dans un second temps, ces paramètres pourront être ajustés de tel sorte que les résultats de simulation collent davantage aux résultats expérimentaux présentés précédemment.

Tableau 1. Paramétrage initial du modèle de zone cohésive.

$\sigma_{\max}$ (MPa)	G_c (J.m ⁻²)
30 [15]	1.14 [16]

3.2. Modèle à éléments finis

Un modèle à éléments finis représentatif du module SKIM63, comme présenté dans [17], a été réalisé. Le modèle de matériau a été défini en se basant sur [18]. Par simplification, l'ensemble des matériaux possède des lois de comportement élastique, excepté l'aluminium des fils et métallisations défini par une loi de déformation élasto-plastique. En effet, le silicium de la puce étant très rigide, il est raisonnable de penser qu'il absorbe une grande partie des déformations des parties inférieures du substrat sans les transmettre à la métallisation et aux fils.

La simulation de la fissuration via l'utilisation du modèle de zone cohésive décrit précédemment s'effectue en plusieurs étapes. Tout d'abord, une simulation électro-thermo-mécanique est réalisée sur le modèle à éléments finis SKIM63 dans le but de reproduire les conditions des tests de cyclage accéléré et d'obtenir les réponses en contrainte et déformation équivalentes. Cette première simulation s'effectue sur un modèle simple sans implémentation du modèle de zone cohésive. C'est ensuite seulement dans un second temps que celui-ci est inséré dans un sous-modèle issu du modèle SKIM63 et que la fissuration est simulée. Ce sous-modèle est présenté figure 5. Cette méthode de découpage permet d'alléger la simulation et d'accélérer de manière conséquente les temps de calculs. Trois cycles de contrainte seulement sont simulés.

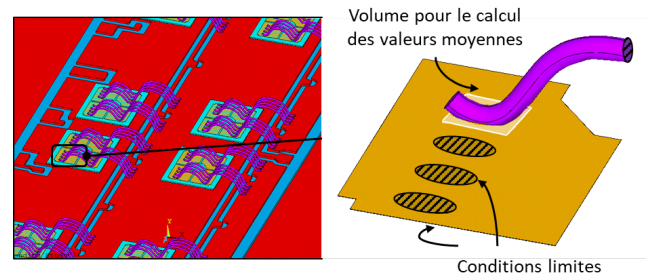


Fig. 5. Modèle (à gauche) du substrat SKIM63 utilisé pour la simulation électro-thermo-mécanique, et sous-modèle (à droite) du substrat SKIM63 utilisé pour l'implémentation du CZM

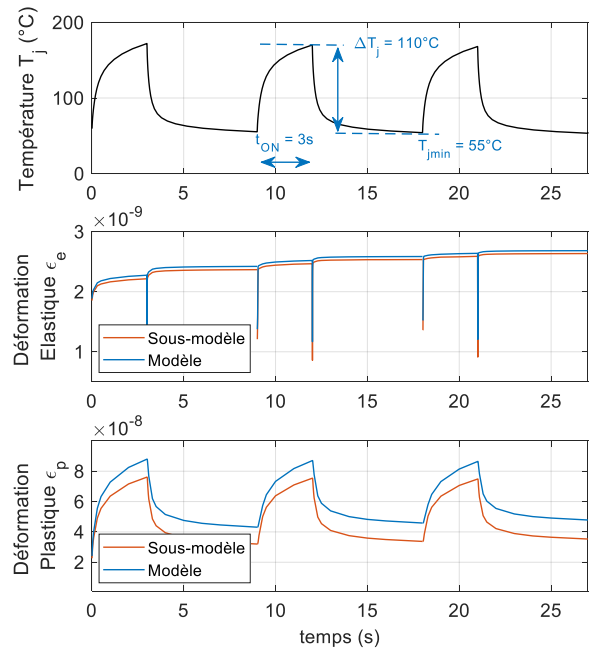


Fig. 6. Evolution de la température T_j et des déformations ϵ_{el} et ϵ_{pl} sur les trois cycles simulés (modèle & sous-modèle)

Dans un premier temps, une simulation est réalisée sur le sous-modèle sans l'insertion du modèle de zone cohésive, afin de valider les réponses en déformation au niveau du contact vis-

à-vis du modèle. La figure 6 présente les données thermique (variation de température (ΔT_j)) et mécaniques (déformations élastique (ϵ_{el}) et plastique (ϵ_{pl})) obtenues avec les simulations effectuées sur le modèle et le sous-modèle. La température (T_j) correspond à la température moyenne à la surface de la puce. Les déformations (ϵ_{el}) et (ϵ_{pl}) sont quant à elle moyennées sur un volume comprenant le contact fil-métallisation, comme visible sur la figure 5.

Les conditions de cyclage des tests expérimentaux sont bien reproduites en simulation, comme l'indique la courbe d'évolution de la température (T_j). Un léger décalage est observé entre les déformations calculées sur le modèle et sur le sous-modèle. Cet écart est dû à la modification du maillage, bien plus fin dans le sous-modèle. Les variations cycliques ($\Delta \epsilon_{el}$) et ($\Delta \epsilon_{pl}$) restent néanmoins tout à fait comparables, ce qui permet de valider le sous-modèle établi.

3.3. Résultats numériques

Le modèle de zone cohésive, décrit §3.1, est ensuite inséré à l'interface entre le fil et la métallisation dans le sous-modèle. Pour ce faire, le modèle de zone cohésive est tout d'abord défini comme un matériau dans ANSYS Mechanical, et lui sont attribuées les propriétés du tableau 1. Puis ce matériau 'cohésif' est appliqué à la paire de contact créée entre le fil et la métallisation, de la même manière que l'aluminium est appliqué au volume du fil.

Les résultats de la décohésion (d) obtenus sur les trois cycles simulés sont présentés figure 7. Ils montrent que, de façon similaire aux analyses, la fissuration s'initie bien aux extrémités du contact et se propage vers le centre. De plus, bien que seul trois cycles aient été simulés, la propagation de la fissure est bien visible : (d_{max}) a atteint 0.65 à la fin du premier cycle, pour 0.8 à la fin du troisième cycle.

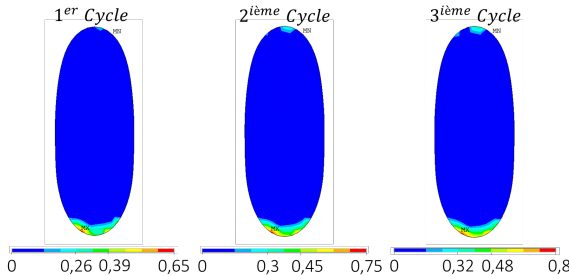


Fig. 7. Evolution de la décohésion (d) sur les trois cycles simulés

Néanmoins, les trois cycles simulés n'ont pas permis d'obtenir la formation complète de la fissure ($d=1$). Ces résultats sont cohérents du fait que l'aluminium commence à se déformer plastiquement autour de 20MPa. Ainsi, pour atteindre la contrainte (σ_{max}) de 30MPa du tableau, l'interface fil-métallisation doit subir d'importantes déformations plastiques. Trois cycles de contrainte permettent seulement de commencer la décohésion en quelques points de l'interface, mais ne sont pas suffisants pour engendrer des déformations plastiques permettant une décohésion complète. C'est pourquoi, seule une décohésion partielle est obtenue.

Pour tenter d'obtenir une décohésion complète, d'autres simulation avec le modèle de zone cohésive sont réalisées pour des valeurs de (σ_{max}) variant autour de 20MPa. La figure 8 présente l'un des résultats obtenus de la décohésion (d) à l'interface pour (σ_{max}) égale à 17,7MPa. Cette fois-ci, dès le premier cycle, une décohésion (d) bien plus nette (supérieure à 0,9) est visible aux extrémités du contact. La fissuration semble aussi plus importante au niveau du talon qu'au bout du fil, ce qui a déjà été observé dans la littérature [5].

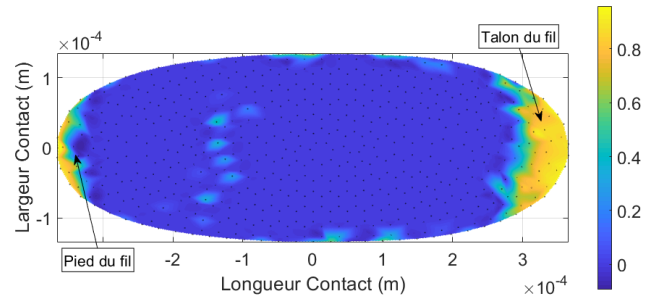


Fig. 8. Décohésion (d) à la fin du premier cycle simulé pour ($\sigma_{max}=17,7$ MPa)

L'ouverture de la fissure à l'interface, aussi appelé 'gap', peut aussi être tracée à différents moment au cours d'un cycle. Elle correspond à la distance entre les deux faces en contact, c'est-à-dire entre le fil et la métallisation. Les figures 9 et 10 montrent par exemple cette ouverture à la fin de la phase d'échauffement et à la fin de la phase de refroidissement respectivement.

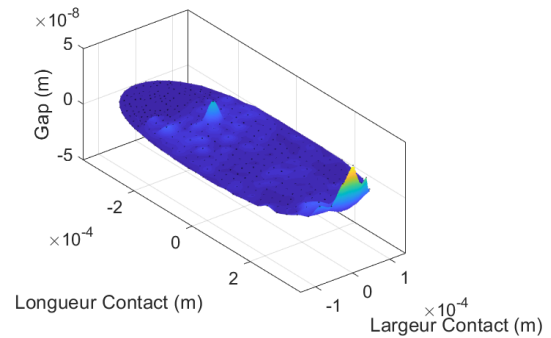


Fig. 9. Ouverture à l'interface à la fin de la phase d'échauffement du premier cycle simulé pour ($\sigma_{max}=17,7$ MPa)

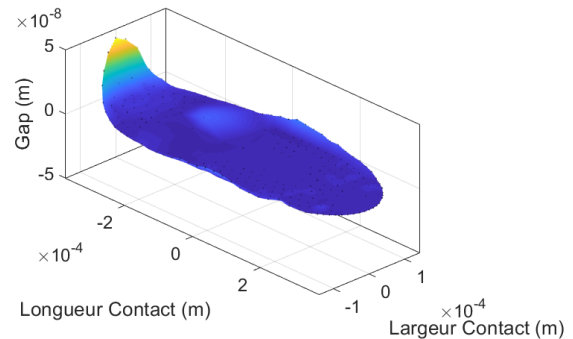


Fig. 10. Ouverture à l'interface à la fin de la phase de refroidissement du premier cycle simulé pour ($\sigma_{max}=17,7$ MPa)

La décohésion au niveau du talon du fil semble se produire principalement pendant la phase d'échauffement, indiquant de fortes traction dans cette zone, contrairement à celle au bout du fil, plus marquée pendant la phase de refroidissement. Ces résultats sont différents de ceux proposés par [19] qui valorise davantage l'idée de forces de compression uniforme au cours de l'échauffement, puis de forces de traction uniquement pendant le refroidissement. Ainsi, selon [19], la décohésion devrait se produire au cours de la phase de refroidissement uniquement. Les résultats obtenus ici semblent néanmoins cohérents avec les déformations observées en simulation. En effet, dû à la dilatation de l'aluminium pendant l'échauffement, le fil se tord et fléchit au niveau de sa boucle, tirant ainsi sur les points de contact avec la métallisation. Au voisinage du contact en revanche, l'aluminium est contraint par le silicium de la puce, ce qui l'empêche de se dilater et donc de générer des forces de compression uniforme vers la métallisation. C'est

l'inverse qui se produit pendant la phase de refroidissement, avec cette fois-ci la contraction de l'aluminium du fil.

Pour quantifier l'endommagement à la fin d'un cycle, le pourcentage de fissuration ramenée à l'aire du contact initiale est calculée. Pour la figure 8 par exemple, cela revient à calculer le pourcentage d'aire coloré en jaune vis-à-vis de l'aire totale du contact (estimée environs à 0,16 mm²). Ce paramètre d'endommagement noté 'f' est calculé à la fin de chacun des trois cycles simulés, et pour différentes valeurs de (σ_{max}) variant autour de 20 MPa.

Les résultats sont résumés figure 11. Plus (σ_{max}) est élevé et moins la fissure se propage rapidement, ce qui est cohérent. Le pourcentage de fissuration obtenu pour cette plage de valeurs de (σ_{max}) est en moyenne autour de 0,5% par cycle, ce qui correspond à environs plusieurs centaines de microns par cycle. Cette valeur de propagation de la fissure obtenue par simulation avec le modèle de zone cohésive s'éloigne grandement des valeurs de fissure obtenues expérimentalement, présentées §2.2. En effet, les images au microscope obtenues par micro-section montre que la fissure se propage de seulement quelques microns par cycle.

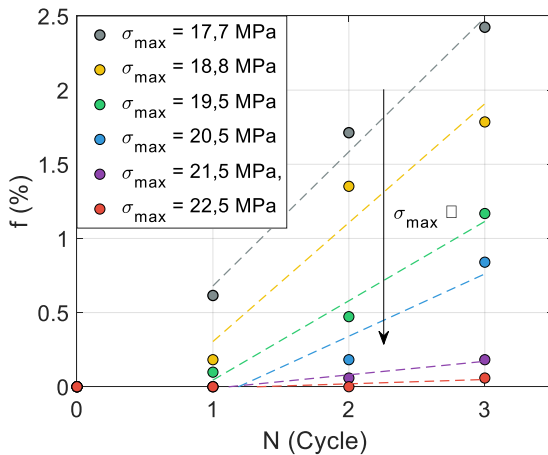


Fig. 11. Evolution de la fissure (f) sur les trois cycles simulés pour différentes valeurs de (σ_{max}) variant entre 17,7MPa et 22,5MPa

Le paramétrage du modèle de zone cohésive tel quel ne fournit donc pas des résultats réalistes de la fissuration à l'interface entre le fil et la métallisation. Un calage de la simulation sur les résultats expérimentaux est nécessaire pour obtenir un paramétrage du modèle de zone cohésive cohérent. Le modèle d'endommagement validé, il pourra ensuite être appliqué à différentes conditions de contraintes en simulation, fournissant de bonnes bases à l'établissement d'un modèle de durée de vie basé sur la physique.

3.4. Pistes pour le calage du modèle de zone cohésive

Le but consiste ici à déterminer les paramètres (σ_{max}) et (G_c) du modèle de zone cohésive de manière à obtenir en simulation un endommagement à l'interface fil-métallisation représentatif de la réalité. Pour ce faire, plusieurs simulations intégrant le modèle de zone cohésive sont effectuées pour différentes valeurs de (σ_{max}) et (G_c). Le pourcentage de fissuration (f) est ensuite calculé pour chaque cycle simulé de manière à déterminer la sensibilité de (σ_{max}) et (G_c) sur la fissuration. Peut-être ainsi sera-t-il possible de déterminer des lois d'évolution de (f) fonction de (σ_{max}) et (G_c).

Pour le moment, seules les données de la figure 11 ont été exploitées. Pour chaque valeur de (σ_{max}) ont été calculées des vitesses de propagation de la fissure (df/dN) correspondant à la pente de chacune des courbes. Il est alors possible de tracer

l'évolution de (df/dN) en fonction de (σ_{max}). Pour rappel, l'ensemble de l'étude entreprise jusqu'à présent porte uniquement sur un endommagement issu d'une contrainte thermique (ΔT_j) de 110°C. D'autres simulations pour des (ΔT_j) de 90°C et 130°C ont aussi été réalisées ici pour visualiser leurs effets sur le modèle de zone cohésive. Ainsi, l'évolution de (df/dN) en fonction de (σ_{max}) a aussi été tracée pour ces deux autres valeurs de contraintes. Les résultats sont présentés figure 12.

Comme remarqué précédemment, sur cette gamme de (σ_{max}), la vitesse de propagation de la fissure (df/dN) varie autour de 0,5% du contact initial par cycle, alors qu'expérimentalement sa valeur est davantage autour de 0,5‰ par cycle. Sur cette gamme de (σ_{max}), la vitesse (df/dN) semble évoluer linéairement. Cependant, lorsque les valeurs de (σ_{max}) deviennent plus grandes menant à des vitesses (df/dN) bien plus petites, cette tendance semble changer. Il est donc difficile d'estimer quelle valeur de (σ_{max}) permettrait d'obtenir une vitesse de propagation de la fissure (df/dN) de l'ordre de 0,5‰ par cycle. Les courbes obtenues pour des (ΔT_j) de 90°C et 130°C sont, sinon, cohérentes : plus les contraintes thermiques augmentent et plus les fissures se propagent vite à l'interface fil-métallisation.

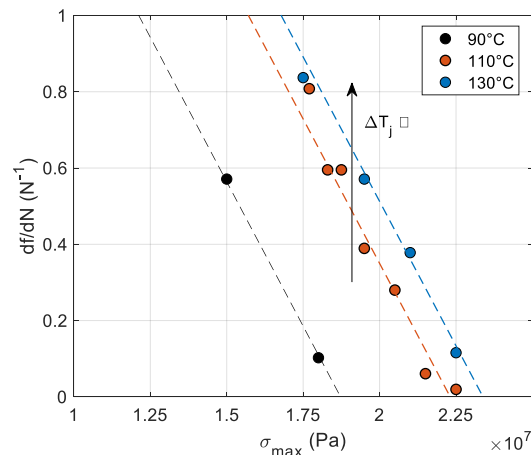


Fig. 12. Evolution de la vitesse de propagation de la fissure en fonction de (σ_{max}) pour différentes variations (ΔT_j)

Les résultats présentés pour le moment sont limités du fait de la simulation. En effet, pour pouvoir obtenir des fissures de l'ordre de 0,5% du contact initial par cycle, un maillage extrêmement fin est nécessaire. Une piste pour optimiser les calculs serait peut-être de réduire le sous-modèle pour limiter le nombre d'éléments dans la simulation. Une autre piste serait aussi de simuler la fissuration sur davantage de cycles. En effet, trois cycles de simulation, comme cela a été utilisé ici, ne donnent très certainement pas de résultats très précis, notamment sur la vitesse de propagation des fissures comme cela est visible figure 11. Ces pistes d'optimisation sont à explorer pour permettre un calage du modèle de zone cohésive valable.

4. CONCLUSIONS

Dans le but de pouvoir établir un modèle de durée de vie des modules de puissance spécifique à la dégradation des fils d'interconnexion, un modèle d'endommagement est envisagé. Ce modèle se base sur un modèle de zone cohésive tiré de la mécanique de la rupture. Les résultats obtenus en simulation sont prometteurs, car ils permettent de simuler la formation et la propagation de la fissure à l'interface entre fils et métallisations. Le principal verrou de l'utilisation de cette méthode repose sur le paramétrage du modèle. L'idée serait

alors d'identifier ces paramètres en calant la simulation sur les résultats obtenus expérimentalement.

5. REFERENCES

- [1] M. Bouarroudj-Berkani, 'Etude de la fatigue thermo-mécanique de modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides' Thèse de Doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2008.
- [2] R. Bayerer, T. Herrmann, T. Licht, J. Lutz, M. Feller, 'Model for Power Cycling lifetime of IGBT Modules – various factors influencing lifetime' 5th International Conference on Integrated Power Electronics Systems, 2008.
- [3] I.F. Kovacevic-Badstuebner et al., 'Modelling for the lifetime prediction of power semiconductor modules' Reliability of Power Electronic Converter Systems, chap. 5, pp. 1-43, 2015.
- [4] M. Ciappa, 'Selected failure mechanisms of modern power modules' Microelectronics Reliability, vol. 42, pp. 653–667, 2002.
- [5] P.A. Agyakwa, L. Yang, E. Arjmand, P. Evans, M.R. Corfield, C.M. Johnson, 'Damage Evolution in Al Wire Bonds Subjected to a Junction Temperature Fluctuation of 30 K' Journal of Electronic Materials, pp. 1-14.
- [6] S.-H. Tran et al., 'Etude de l'impact de micro-cavités (voids) dans les attaches de puces des modules électroniques de puissance' These de Doctorat de l'Université Paris-Saclay, 2015.
- [7] O. Schilling et al., 'Power cycling testing and FE modelling focussed on Al wire bond fatigue in high power IGBT modules' Microelectronics Reliability, vol. 52, pp. 2347–2352, 2012.
- [8] W.-S. Loh et al., 'Wire Bond Reliability for Power Electronic Modules - Effect of Bonding Temperature' Int. Conf. on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation Exp. in Microelec. and Micro-Systems, 2007.
- [9] C.T. Sun et al., 'Fracture Mechanics' Elsevier 1st Edition, 2012.
- [10] H. Yuan, X. Li, 'Critical remarks to cohesive zone modeling for three-dimensional elastoplastic fatigue crack propagation' Engineering Fracture Mechanics, vol. 202, pp. 311–331, 2018.
- [11] A. Grams, T. Prewitz, O. Wittler, J. Kripfgans, S. Schmitz, A. Middendorf, W.H. Muller, K.-D. Lang, 'Simulation of an Aluminum Thick Wire Bond Fatigue Crack by Means of the Cohesive Zone Method' 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems EuroSimE, pp. 1-8, 2013.
- [12] N. Chandra, H. Li, C. Shet, H. Ghonem, 'Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces' International Journal of Solids and Structures, vol. 39, pp. 2827–2855, 2002.
- [13] H. Khoramishad, A.D. Crocombe, K.B. Katnam, I.A. Ashcroft, 'Predicting fatigue damage in adhesively bonded joints using a cohesive zone model' International Journal of Fatigue, vol. 32, pp. 1146–1158, 2010.
- [14] M.F.S.F. de Moura, J.P.M. Gonçalves, A.G. Magalhaes, 'A straightforward method to obtain the cohesive laws of bonded joints under mode I loading' International Journal of Adhesion & Adhesives, vol. 39, pp. 54–59, 2012.
- [15] G. Giuliese, A. Pirondi, F. Moroni, 'A cohesive zone model for three-dimensional fatigue debonding/delamination' Procedia Materials Science, vol. 3, pp. 1473 – 1478, 2014.
- [16] V. Levy, M.P. Regnier, 'Mesure des énergies de surface' Journal de Physique, supplément au no. 4, tome 31, pp. 159-173, 1970.
- [17] N. Dornic, Z. Khatir, S.-H. Tran, A. Ibrahim, R. Lallemand, J.P. Ousten, J. Ewanchuk, S. Mollov, 'Stress-based Model for Lifetime Estimation of Bond-Wire Contacts using Power Cycling Tests and Finite Element Modelling' IEEE Journal Of Emerging And Selected Topics In Power Electronics, vol. 7, no. 3, pp. 1659-1667, 2019.
- [18] J.F. Shackelford et al., 'Materials Science and Engineering Handbook' CRC Press Third Edition, 2000.
- [19] J. Onuki, M. Koizumi, M. Suwa, 'Reliability of Thick Al Wire Bonds in IGBT Modules for Traction Motor Drives' IEEE Transactions on Advanced Packaging, vol. 23, no. 1, pp. 108-112, 2000.