



**HAL**  
open science

# Modélisation électrothermique pour l'analyse et l'estimation de durée de vie de modules à semi-conducteurs en court-circuit

Florent Loche-Moinet

► **To cite this version:**

Florent Loche-Moinet. Modélisation électrothermique pour l'analyse et l'estimation de durée de vie de modules à semi-conducteurs en court-circuit. Electronique. Université de Bordeaux, 2023. Français. NNT : 2023BORD0456 . tel-04480231

**HAL Id: tel-04480231**

**<https://theses.hal.science/tel-04480231v1>**

Submitted on 27 Feb 2024

**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.

THÈSE PRÉSENTÉE  
POUR OBTENIR LE GRADE DE  
**DOCTEUR DE**  
**L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX**

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR  
SPÉCIALITÉ ÉLECTRONIQUE

Par Florent Loche-Moinet

**Modélisation électrothermique pour  
l'analyse et l'estimation de durée de vie de  
modules à semi-conducteurs en  
court-circuit**

Sous la direction de : **Éric WOIRGARD**

Soutenue le 18 décembre 2023

Membres du jury :

M. Zoubir KHATIR	Directeur de Recherche	SATIE	Rapporteur
M. Frédéric RICHARDEAU	Directeur de Recherche	LAPLACE	Rapporteur
Mme. Nathalie BATUT	Maîtresse de conférences	GREMAN	Examinatrice
Mme. Nathalie MALBERT	Professeure des universités	Laboratoire IMS	Examinatrice
M. Michel PITON	Ingénieur	Alstom	Invité
M. Éric WOIRGARD	Professeur des universités	Laboratoire IMS	Directeur
M. Loïc THÉOLIER	Maître de conférences	Laboratoire IMS	Invité



*"Tout ce qui est impossible reste à accomplir."*

-Jules Verne

À la mémoire de papy,  
À la mémoire de tonton,  
À ma famille.



# Remerciements

Mes premiers remerciements vont à mes directeurs de thèse, M. Éric Woïgard et M. Loïc Théolier. La curiosité qu'ils m'ont autorisée ainsi que leurs remarques pertinentes m'ont permis de m'épanouir dans cette thèse. Des remerciements très particuliers à Loïc pour son encadrement et sa sagesse.

Je tiens à remercier les membres du jury. Merci aux rapporteurs M. Zoubir Khatir et M. Frédéric Richardeau pour le temps qu'ils ont accordé à mon manuscrit et les rapports qu'ils ont fournis. Merci aux examinateurs, Mme. Nathalie Malbert, Mme. Nathalie Batut et M. Michel Piton pour leur temps et leur expertise.

Merci à mes collègues de l'IMS. Merci à Ariane, Élom, Justin, Abderrahmane et Léo pour les bons moments passés en conférence ou dans le cubique. Merci à Jean-Yves et Isabelle pour leur sourire et bonne humeur permanents. Merci au groupe fiabilité pour l'agréable ambiance de travail du laboratoire.

Merci à Erwan, Rémi, Nans, Perrotto, Pierre, Félix, Quentin et Léo. Ils m'ont amené un équilibre sain entre travail et vie privée. Mon épanouissement privé fait partie des raisons de mon épanouissement professionnel. Merci aussi à ceux qui sont venus m'encourager à la soutenance. Je les remercie pour la force apportée. Merci Agathe pour la bonne ambiance à la coloc et pour sa correction minutieuse du manuscrit. Merci Killian pour être le meilleur support de la faille. Merci Tameifuna pour tous ces éternels instants de rêve donnés généreusement.

Merci à ma famille pour leur soutien inconditionnel. Un grand merci à tous ceux qui ont fait le déplacement, notamment de loin, afin de me témoigner leur soutien. Un merci très spécial à mes parents pour m'avoir toujours écouté malgré le charabia que je peux fournir.

Un immense merci à Victoire pour sa présence. Merci d'avoir corrigé le manuscrit. Merci pour ta joie, ta confiance en moi, la simplicité de ton rire et ta personnalité. Tu as rendu les moments difficiles plus aisés et les bons moments bien meilleurs.

Il est difficile d'exprimer ma gratitude par écrit, aucun mot ne peut accuser de ma reconnaissance à sa juste valeur envers chaque personne qui m'a aidé de près ou de loin.

# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>5</b>
<b>Liste des symboles</b>	<b>12</b>
<b>Introduction générale</b>	<b>13</b>
<b>I État de l’art</b>	<b>16</b>
I.1 Semi-conducteurs et électronique de puissance . . . . .	16
I.1.1 Introduction . . . . .	16
I.1.2 Fonctionnement d’un convertisseur . . . . .	18
I.2 Notions de fiabilité . . . . .	21
I.3 Les courts-circuits dans les transistors . . . . .	26
I.3.1 Dégradations connues . . . . .	28
I.3.1.1 Fissuration de l’oxyde de grille . . . . .	28
I.3.1.2 La fusion et reconstruction de l’aluminium . . . . .	29
I.3.1.3 Contact entre la source et l’anneau d’isolation . . . . .	30
I.3.1.4 Fracture du doigt de grille . . . . .	31
I.3.1.5 Percolation dans l’oxyde sous la grille . . . . .	31
I.3.1.6 Soulèvement et fracture du fil de câblage . . . . .	32
I.4 Simulation numérique de courts-circuits sur SiC MOSFETs . . . . .	32
I.4.1 Limitations de l’observation . . . . .	32
I.4.2 Simulation numérique et courts-circuit . . . . .	33
I.4.3 Présentation des éléments finis . . . . .	37
I.5 Conclusion . . . . .	39
<b>II Mise en place des outils préliminaires</b>	<b>42</b>
II.1 Introduction . . . . .	42
II.2 Fusion de l’aluminium . . . . .	42
II.2.1 Méthode de la capacité thermique apparente . . . . .	43
II.2.1.1 Modèle linéaire . . . . .	45
II.2.1.2 Modèle gaussien . . . . .	46
II.2.2 Comparaison des différents modèles . . . . .	47
II.2.3 Ajustement des paramètres . . . . .	50

II.2.3.1	Création de l'erreur par le schéma temporel . . . . .	50
II.2.3.2	Minimisation de l'erreur . . . . .	53
II.2.3.2.1	Cas $c_{p,s} < c_{p,l}$ . . . . .	53
II.2.3.2.2	Cas $c_{p,s} > c_{p,l}$ . . . . .	55
II.2.4	Intégration dans Synopsis TCAD et ANSYS Mechanical . . . . .	57
II.2.4.1	Sentaurus TCAD . . . . .	59
II.2.4.2	ANSYS mechanical . . . . .	59
II.2.5	Conclusion sur la fusion de l'aluminium . . . . .	60
II.3	Passerelle . . . . .	61
II.3.1	Données Sentaurus TCAD . . . . .	61
II.3.1.1	Fichier géométrie .cmd . . . . .	62
II.3.1.2	Fichier maillage .grd . . . . .	62
II.3.1.3	Fichier résultats .dat . . . . .	63
II.3.1.4	Répartition des noeuds Sentaurus TCAD . . . . .	64
II.3.2	Données ANSYS . . . . .	67
II.3.3	Lien entre Sentaurus TCAD et ANSYS . . . . .	68
II.3.4	Estimation de l'erreur créée par la passerelle . . . . .	71
II.3.5	Limitations actuelles . . . . .	73
II.4	Conclusion . . . . .	74
<b>III</b>	<b>Modélisation électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET</b>	<b>76</b>
III.1	Introduction . . . . .	76
III.2	Modèle électro-thermique . . . . .	77
III.3	Modèle thermo-mécanique . . . . .	83
III.4	Exploitation des simulations . . . . .	86
III.4.1	Résultats électro-thermiques . . . . .	86
III.4.2	Résultats mécaniques . . . . .	92
III.5	Variation de paramètres géométriques . . . . .	95
III.5.1	Influence de la géométrie de l'oxyde de grille . . . . .	97
III.5.2	Influence de la géométrie de l'aluminium . . . . .	99
III.5.3	Influence de la passivation . . . . .	103
III.5.3.1	Influence de la passivation avec une surface en arches . . . . .	103
III.5.3.2	Influence de la passivation avec une surface plane . . . . .	106
III.6	Discussion . . . . .	109
III.6.1	Modèle élasto-plastique . . . . .	109
III.6.2	Fusion de l'aluminium . . . . .	109
III.6.3	Module d'Young pour l'aluminium ou la considération de la phase liquide	110
III.7	Conclusion . . . . .	111
<b>IV</b>	<b>Modélisation électro-thermo-mécanique d'une puce</b>	<b>114</b>
IV.1	Introduction et motivations . . . . .	114
IV.2	Modèle macroscopique d'une puce . . . . .	116

---

IV.2.1	Homogénéisation de la structure de grille à l'échelle de la puce . . . . .	117
IV.3	Approximation 1D de génération de chaleur à l'échelle de la puce . . . . .	122
IV.3.1	Approximation par des fonctions trapèzes . . . . .	126
IV.4	Transfert des déplacements de la puce vers la cellule . . . . .	133
IV.5	Exploitation des méthodes développées . . . . .	134
IV.6	Discussion . . . . .	139
IV.6.1	Passage à la 3D . . . . .	139
IV.6.2	Réduction de la géométrie . . . . .	140
IV.6.3	Génération de chaleur non uniforme sur la puce. . . . .	141
IV.7	Conclusion . . . . .	141
	<b>Conclusion générale</b>	<b>148</b>
<b>A</b>	<b>Commande APDL génération de chaleur par trapèze</b>	<b>157</b>
<b>B</b>	<b>Script Python d'automatisation de la récupération des résultats macroscopiques pour les conditions de bords microscopiques</b>	<b>159</b>

# Liste des symboles et des abréviations

## Symboles

$\alpha$	Liquidus
$\alpha_T$	Le coefficient thermique en $K^{-1}$ , voir équation III.7
$\alpha_{x,y,z}$	Le Coefficient de dilatation thermique selon l'axe x,y ou z en $K^{-1}$
$\beta$	Coefficient de dilatation thermique en $10^{-6}.K^{-1}$ , voir équation II.1
$\beta$	Paramètre de la forme de distribution, voir équation I.8
<b>C</b>	Tenseur des souplesses
<b>D</b>	Tenseur des rigidités
$\Delta T$	Augmentation en température en K, voir équation IV.6
$\Delta T$	Largeur de la zone de transition en K
$\Delta t$	Pas de temps en s
$\Delta t$	Temps de fusion en s, voir Figure II.1
$\Delta T_{max}$	Différence maximum de température dans l'aluminium après fusion en K, voir équation II.1
$\Delta x$	Largeur de ma cellule en m, voir équation IV.14
$\Delta y$	Épaisseur d'une tranche en m, voir équation IV.14
$\varepsilon$	Permittivité électrique du matériaux en $F.m^{-1}$
$\varepsilon_s$	Permittivité relative du 4H-SiC, voir équation IV.17
$\varepsilon_{xy}$	Déformations
$\eta$	Paramètre d'échelle de la distribution, dépend du stress X, voir équation I.8
$\eta$	Viscosité dynamique en $kg.m^{-1}$ , voir équation II.1
$\gamma_{xy,yz,xz}$	Rotation
$\lambda$	Conductivité thermique en $W.m^{-1}.K^{-1}$
$\lambda$	Taux de défaillance, voir équation I.4
$\lambda_l$	Conductivité thermique de la phase liquide (juste après fusion) en $W.m^{-1}.K^{-1}$
$\lambda_s$	Conductivité thermique de la phase solide (juste avant fusion) en $W.m^{-1}.K^{-1}$
$\mu_n$	Mobilité des électrons en $m^2.V^{-1}.s^{-1}$
$\mu_p$	Mobilité des trous en $m^2.V^{-1}.s^{-1}$
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\overline{c_p}$	Interpolation linéaire par morceaux de $c_p$ , voir équation II.24
$\vec{J}_n$	Densité de courant d'électrons en $A.m^{-3}$

$\vec{J}_p$	Densité de courant de trous en $A.m^{-3}$
$\phi$	Potentiel électrostatique en V
$\phi_n$	Potentiel de quasi-Fermi des électrons en V
$\phi_p$	Potentiel de quasi-Fermi des trous en V
$\rho$	Densité en $kg.m^{-3}$
$\rho_{\text{piège}}$	Contribution par les pièges et charges fixes à la densité de charge en $C.m^{-3}$ , voir équation III.1
$\sigma^2$	Variance
$\sigma_e$	Contrainte équivalente en Pa, voir équation III.17.
$\sigma_{I,II,III}$	Contraintes principales en Pa, voir équation III.17.
$\sigma_{xy}$	Contraintes en Pa
$\varepsilon$	Épaisseur de l'aluminium en m, voir équation II.1
$\varepsilon_\tau$	Erreur relative, voir équation IV.25
$c_p$	Capacité thermique massique en $J.kg^{-1}.K^{-1}$
$c_v$	Capacité thermique volumique en $J.K^{-1}.m^{-3}$
$C_{p,\text{éq}}$	La capacité thermique du système complet en $J.K^{-1}$ , voir équation IV.11
$c_{p,\text{éq}}$	La capacité thermique massique équivalente du système en $J.K^{-1}.kg^{-1}$ , voir équation IV.13
$C_{p,i}$	La capacité thermique du sous-système i en $J.K^{-1}$ , voir équation IV.11
$c_{p,i}$	La capacité thermique massique du sous-système i en $J.K^{-1}.kg^{-1}$ , voir équation IV.13
$c_{p,l}$	Capacité thermique massique de la phase liquide en $J.kg^{-1}.K^{-1}$
$c_{p,s}$	Capacité thermique massique de la phase solide en $J.kg^{-1}.K^{-1}$
$c_{v,l}$	Capacité thermique volumique de la phase liquide en $J.K^{-1}.cm^{-3}$
$c_{v,s}$	Capacité thermique volumique de la phase solide en $J.K^{-1}.cm^{-3}$
$E_C$	Énergie de bandes de conduction en J
$E_V$	Énergie de bandes de valence en J
$Err$	Erreur en K, voir équation II.21
$f_{\text{app}}$	Fonction trapèze approchée
$i_{DS}$	Courant Drain-Source en A
$L_f$	Chaleur latente en $J.kg^{-1}$
$m_{\text{tot}}$	Masse totale du système en kg, voir équation IV.13
$m_i$	Masse du sous-système i en kg, voir équation IV.13
$n(t)$	Nombre de systèmes survivants, voir équation I.1
$n_0$	Nombre initial de systèmes, voir équation I.1
$N_A$	Concentration d'accepteurs ionisés en $m^{-3}$ , voir équation III.1
$N_D$	Concentration de donneurs ionisés en $m^{-3}$ , voir équation III.1
$P$	Pression, voir partie III.6

$P_n$	Puissance thermo-électrique absolue des électrons en $V.K^{-1}$
$P_p$	Puissance thermo-électrique absolue des trous en $V.K^{-1}$
$Q_{0,1}$	Génération de chaleur en $W.m^{-3}$
$R$	Fonction de survie, voir équation I.1
$r$	La résistivité électrique du matériau en $\Omega.m$
$r_0$	La résistivité électrique du matériau à $T = 273 K$ en $\Omega.m$
$R_{net}$	Taux net de recombinaison en $s^{-1}.m^{-3}$
$R_{DS,on}$	Résistance de l'état passant du transistor
$Ra$	Nombre de Rayleigh, voir équation II.1
$T_f$	Température de fusion en K
$t_i$	Temps $i$ en s, voir équation II.27
$T_{\Delta T}$	Température pour $\Delta T$
$T_{modèle}$	Température analytique du modèle
$t_{CC}$	Durée du court-circuit en s
$T_{max}$	Borne supérieur de la zone de transition en K, voir équation II.5
$T_{min}$	Borne supérieur de la zone de transition en K, voir équation II.5
$U_{x,y,z}$	Déplacement selon x, y ou z en m
$v_i$	Génération de chaleur au temps $t_i$ en $W.m^{-3}$ , voir équation II.27
$V_{DS}$	Tension Drain-Source en V
$V_{GS}$	Tension Grille-Source en V
$y_{1,2,3}$	Profondeur en $\mu m$
$E$	Module d'Young en Pa
$g$	Accélération gravitationnel de $9.81 m.s^{-2}$ , voir équation II.1
$H$	Enthalpie en J
$i$	Intensité du courant en A
$k$	Constante de Boltzmann en $J.K^{-1}$ , voir équation III.8
$n$	Densité des électrons en $m^{-3}$ , voir équation III.1
$P$	Génération de chaleur volumique interne $W.m^{-3}$
$p$	Densité de trous en $m^{-3}$ , voir équation III.1
$q$	Charge électrique élémentaire en C
$S$	Ensemble des fonctions trapèzes
$S$	Surface active de la puce en $m^2$ , voir équation IV.18
$T$	Température en K
$t$	Temps en s

**Abréviations**

JFET	Junction Field Effect Transistor
AC	<i>Alternative Current</i> , courant alternatif
BE	<i>Backward Euler</i> , Euler implicite
CAGR	<i>Compound Annual Growth Rate</i>
CDT	Coefficient de dilatation thermique
DC	<i>Direct Current</i> , courant continue
DDL	Degrés De Liberté
DDV	Durée de vie utile
EV	Véhicule électrique
FIB	Focused Ion Beam
FTO	Fail-To-Open
GaN	Nitride de Gallium
GUI	Graphical User Interface
HEV	Véhicule électrique hybride
LIT	<i>Lock-In Thermography</i> , thermographie infrarouge à très haute sensibilité
MEF	Méthode des Éléments Finis
MOSFET	Metal-Oxide-Semiconductor Field-Effect Transistor
ORBICH	Optical Beam Induced Resistance Change
PVD	Phase Vapor Deposition
RVE	Representative Volume Element
SEM	Scanning Electron Microscope
Si	Silicium
SiC	Carbure de Silicium
SiO <sub>2</sub>	Dioxyde de silicium

## Introduction générale

L'électronique de puissance consiste en la conversion d'énergie électrique. T. G. Wilson [1] la définit ainsi : "*Power electronics is the technology associated with the efficient conversion, control and conditioning of electric power by static means from its available input form into the desired electrical output form*" dont "*The goal of power electronics is to control the flow of energy from an electrical source to an electrical load with high efficiency, high availability, high reliability, smallsize, light weight, and low cost.*" Il est intéressant de noter les notions de fiabilité (*reliability*), de volume (*smallsize*), de poids (*light weight*) et de coût (*low cost*) à la fin de l'énoncé de l'objectif de l'électronique de puissance qui sont d'autant plus vraies aujourd'hui.

La demande en conversion d'énergie suit la demande en énergie qui croît au fil des années. Le marché de l'électronique de puissance est en pleine croissance. L'industrie du transport est un acteur principal de cette croissance avec des initiatives européennes dans le domaine de l'aviation avec le programme *Clean Aviation* [2], le domaine ferroviaire avec *Shift2Rail* [3] et l'automobile avec la France se fixant notamment l'objectif d'arrêter les ventes de "voitures particulières et de véhicules utilitaires légers neufs utilisant des énergies fossiles d'ici à 2040" [4]. La Figure 1 est une prédiction [5] de l'augmentation du marché des modules de puissance, notamment par les voitures électriques avec un *Compound Annual Growth Rate* (CAGR), soit le taux de croissance annuel composé de 24 %.

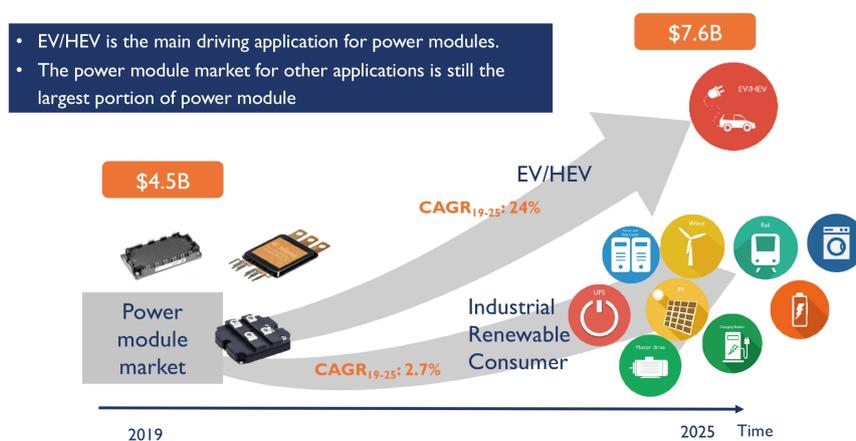


FIGURE 1 – Évolution prévue pour les modules de puissance dans l'industrie automobile (Electric Vehicles/ Hybrid Electric vehicles) et renouvelable. [5]

Les objectifs gouvernementaux et la direction du marché de l'électronique montrent une tendance vers l'emploi de nouveaux matériaux tels que le carbure de silicium (SiC) et le nitrure de gallium (GaN). En effet leurs propriétés intrinsèques présentent un intérêt indéniable pour l'électronique de puissance (Champ électrique critique, vitesse de saturation des électrons, conductivité thermique pour le SiC). Cette émergence de nouvelles technologies amène donc d'importantes questions de fiabilité. La fiabilité d'un système est normalement donnée pour un profil de mission donné pour la durée de vie du système, généralement de l'ordre de la vingtaine d'années. Néanmoins, ne sont pas considérés dans ces profils de missions des événements ponctuels et sévères tels que les chocs mécaniques ou les courts-circuits. Les espérances de vie sont suffisamment longues pour que des événements ponctuels et sévères comme des chocs mécaniques ou des courts-circuits puissent survenir, or, ces événements ne sont pas forcément destructeurs.

Des modèles de prédiction de durée de vie sont utilisés afin de prévoir des maintenances avant la panne d'un composant. Ils permettent de déterminer la durée de vie restante du composant à partir de profils de missions et/ou de conditions réelles. La maintenance idéale intervient juste avant la panne. Une maintenance trop hâtive est un gâchis de ressources car un composant encore utilisable est remplacé. Une maintenance corrective est une réparation et peut impliquer un accident catastrophique, notamment dans l'industrie aéronautique. L'étude de la fiabilité et plus particulièrement de phénomènes singuliers tels que les courts-circuits représente une économie potentielle de ressources matérielles et monétaires.

Les modèles d'estimation de durée de vie de composants à semi-conducteurs ne tiennent pas compte d'événements singuliers tel que le court-circuit. Le court-circuit peut donc rendre caduque l'estimation de la durée de vie restante d'un composant. Les effets de court-circuit non destructif sur un composant à semi-conducteur ne sont pas bien connus. Ces courts-circuits pourraient réduire la durée de vie du composant. La prise en compte des effets, et par conséquent la modélisation des courts-circuits permettrait l'amélioration de ces modèles de durée de vie restante et permettrait de considérer l'effet des courts-circuits non destructifs dès la conception du semi-conducteur en robustifiant les zones sensibles.

L'objectif de ces travaux de thèse est donc l'amélioration de modèles de durée de vie restante par la prise en compte des courts-circuits non destructifs. Pour réaliser cet objectif, une modélisation multi-physique de semi-conducteurs en court-circuit est réalisée à l'aide des logiciels éléments finis Sentaurus TCAD et ANSYS Mechanical.

Le premier chapitre contextualise les travaux de cette thèse. En premier lieu, l'évolution des technologies en électronique de puissance ainsi que leur utilisation est présentée. Des notions clés de fiabilité sont données pour ensuite présenter les dégradations connues par courts-circuits. La dernière partie traite des possibilités de simulation numérique de courts-circuits sur SiC MOSFET.

Le second chapitre met en place deux outils numériques nécessaires pour répondre aux objectifs de la thèse. Le premier outil est la méthode de la capacité thermique apparente permet-

tant de tenir compte de l'énergie absorbée par la fusion de l'aluminium lors de l'échauffement de la cellule SiC MOSFET. Différentes méthodes sont comparées pour choisir la meilleure dans le cadre de cette thèse. La méthode choisie sera ensuite optimisée et intégrée aux simulations Sentaurus TCAD et ANSYS. Le second outil est la passerelle créée entre Sentaurus TCAD et ANSYS. Les données d'entrées provenant des logiciels d'éléments finis sont ainsi présentées pour ensuite expliquer comment se fait la liaison entre les deux logiciels par un script python. L'erreur et les limites de cette passerelle sont ensuite étudiées.

Le troisième chapitre porte sur la création d'un modèle électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET. La création de ce modèle passe tout d'abord par le modèle électro-thermique réalisé sur Sentaurus TCAD. Le modèle thermo-mécanique qui utilise en entrée les résultats provenant du modèle électro-thermique est ensuite discuté. Le modèle complet est, par la suite, utilisé sur une cellule de référence obtenue à partir de la littérature et pour l'étude de différentes géométries de cellules SiC MOSFET.

Le dernier chapitre traite de la relation entre la puce et la cellule d'un point de vue mécanique. Un modèle macroscopique y est présenté avec les différentes homogénéisations réalisées. Le lien entre les différentes échelles de simulation est ensuite explicité pour finalement exploiter le modèle multi-échelle et multi-physique réalisé.

# Chapitre I

## État de l'art

### I.1 Semi-conducteurs et électronique de puissance

#### I.1.1 Introduction

L'électronique de puissance a pour essence la conversion d'énergie électrique. L'objectif est de réaliser cette conversion de la façon la plus efficace et de manière contrôlée. De nouveaux matériaux et de nouvelles géométries apparaissent avec l'essor de la demande en électronique de puissance ainsi que sa demande croissante face aux enjeux technologiques et sociétaux. Le carbure de silicium (SiC) et le nitrure de gallium (GaN) se démarquent du silicium (Si) parmi les matériaux atteignables aujourd'hui par leurs propriétés physiques comme cela est représenté dans la Figure I.1 [6].

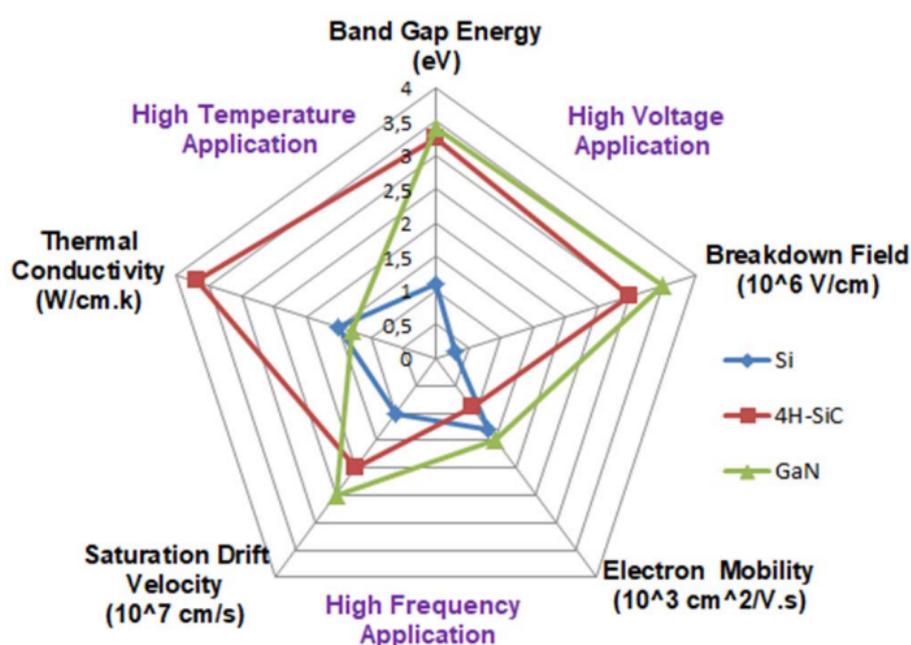


FIGURE I.1 – Propriétés physiques des matériaux Si, 4H-SiC et GaN [6].

Le choix du matériau optimal ne peut se faire qu'après détermination de l'application du composant de puissance. La Figure I.2 [7] représente la répartition du marché de l'électronique de puissance selon deux variables : la fréquence de commutation  $f_{sw}$  et la puissance de sortie  $P_{out}$ . Bien que le GaN soit meilleur que le SiC sur de nombreux points (Figure I.1), la part du SiC dans le marché est plus grande. Cela provient de la conductivité thermique qui permet une meilleure évacuation de la chaleur, permettant une utilisation plus efficace et plus fiable à haute puissance. Il existe néanmoins une zone de compétition entre SiC et GaN se situant dans le domaine de la voiture électrique, ce domaine favorisant le développement dans l'électronique de puissance aujourd'hui [5].

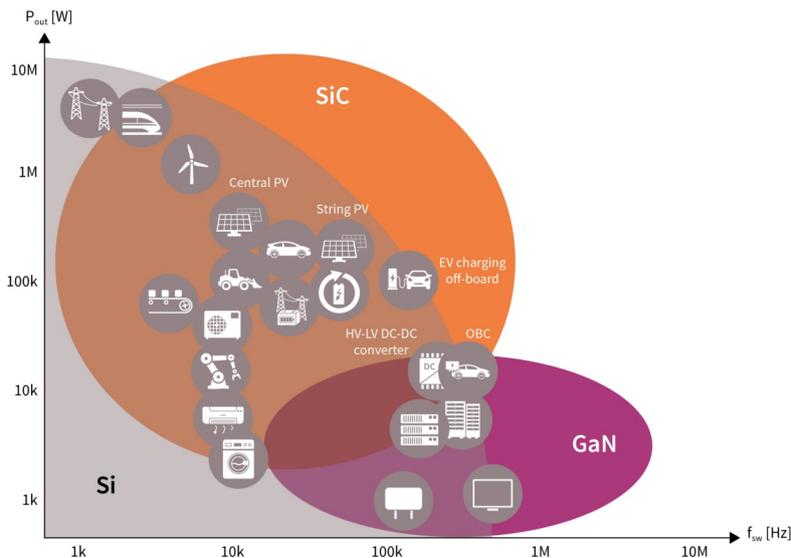


FIGURE I.2 – Répartition des semi-conducteurs grand gap. [7]

Par exemple, dans le cadre d'une utilisation haute puissance telle que la traction ferroviaire sur le graphique de la Figure I.2, le SiC apparaît comme une solution permettant la réduction du volume et de la masse des modules de puissance par rapport aux anciennes technologies. Cette réduction se fait par l'augmentation du champ électrique critique (*breakdown field* de la Figure I.1) permettant des épaisseurs de puce plus petites et par l'augmentation de la conductivité thermique réduisant les besoins en refroidissement du module de puissance. La Figure I.3 représente l'évolution des technologies et matériaux utilisés dans les convertisseurs de puissance utilisés par Alstom [8]. Depuis 2015, Alstom utilise des MOSFETs en carbure de silicium en plus des IGBT en silicium.

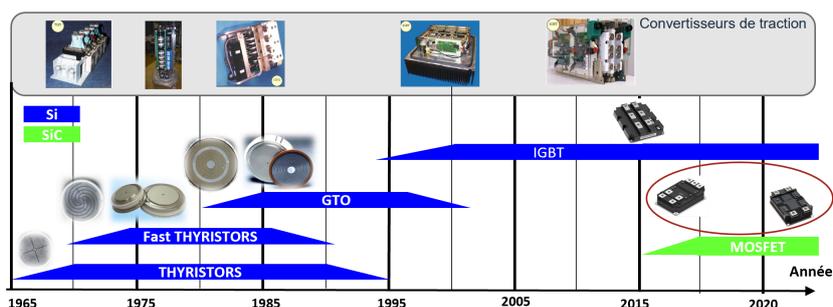


FIGURE I.3 – Utilisation des convertisseurs de puissance au sein du groupe Alstom. [8]

## I.1.2 Fonctionnement d'un convertisseur

Le fonctionnement d'un module de puissance peut être assimilé à celui de plusieurs interrupteurs permettant d'assurer différentes fonctions électriques avec un minimum de pertes énergétiques durant le processus. Le semiconducteur idéal devrait avoir une résistance au courant nulle à l'état passant (le conducteur parfait), une capacité de tension de blocage infinie avec un courant de fuite nul (l'isolant parfait) et des transitions passant/bloqué instantanées et non-dissipatives (l'interrupteur parfait). Les progrès technologiques dans le domaine de l'électronique de puissance permettent de se rapprocher de ces caractéristiques idéales. Les principales fonctions remplies par un module de puissance sont [9] :

- **Hacheur**, soit la conversion d'un signal en courant continu **DC** en un signal à courant continu **DC** (Figure I.4 (a)).
- **Gradateur**, soit la conversion d'un signal à courant alternatif **AC** en un signal à courant alternatif **AC** (Figure I.4 (b)).
- **Onduleur**, soit la conversion entre un signal à courant continu **DC** en un signal à courant alternatif **AC** (Figure I.4 (c)).
- **Pont redresseur**, soit la conversion entre un signal à courant alternatif **AC** en un signal à courant continu **DC** (Figure I.4 (d)).

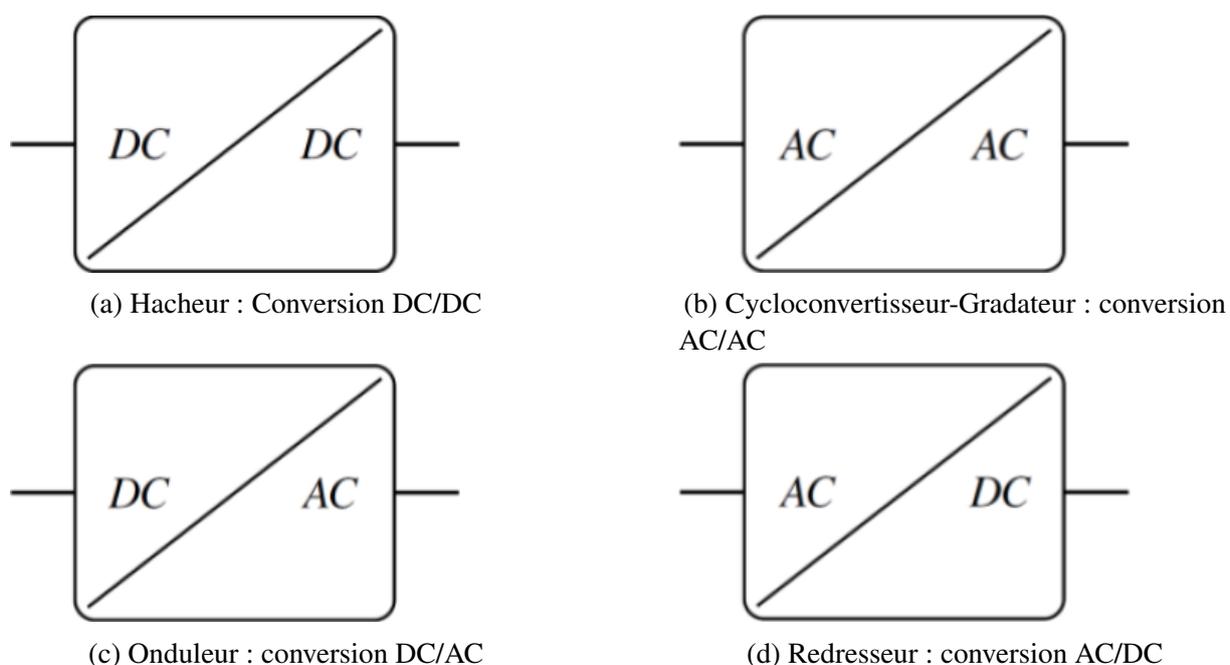


FIGURE I.4 – Différents types de convertisseurs de puissance [10]

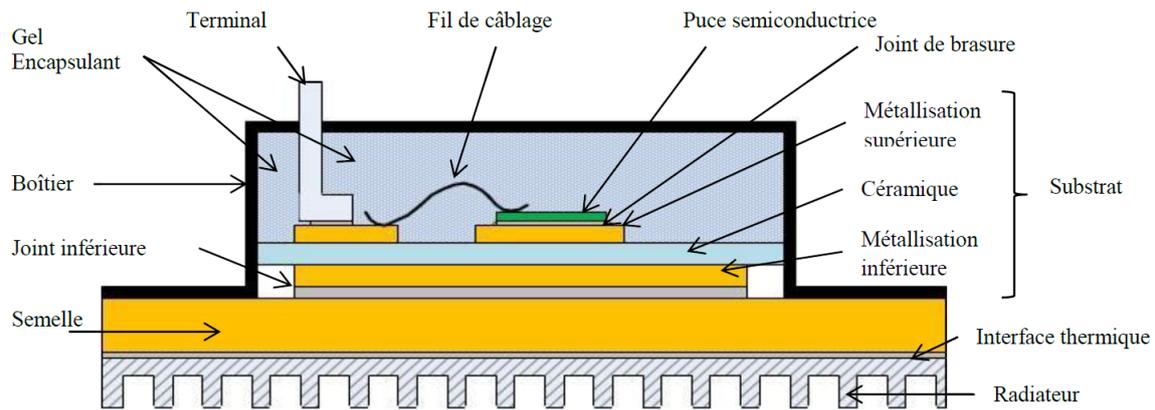


FIGURE I.5 – Vue en coupe d'un assemblage de puissance

La puce semi-conductrice n'est qu'une petite partie du module de puissance, ce dernier étant un assemblage de nombreux composants. La Figure I.5 est le schéma d'un assemblage de puissance avec composant unique. Le boîtier ainsi que le gel encapsulant ont pour objectif de protéger la puce semi-conductrice de l'extérieur. L'interface thermique ainsi que le radiateur permettent une évacuation des calories thermiques, par convection sur ce schéma. Les terminaux électriques permettent la connexion de la puce au réseau électrique. Les fils de câblage, généralement en aluminium, permettent les connexions internes. La puce semi-conductrice est fixée à une métallisation supérieure, généralement en cuivre, par un joint d'attache brasé ou fritté.

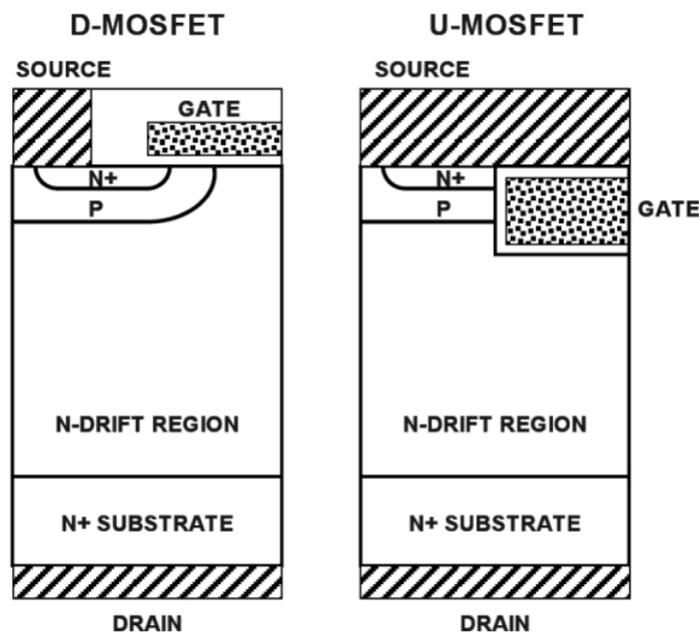


FIGURE I.6 – Schéma de la structure d'un MOSFET vertical plan à gauche et enterré à droite. [11]

La structure classique d'un MOSFET est représentée Figure I.6. Les transistors ont trois électrodes (grille, drain et source). Les transistors MOSFET SiC sont fabriqués à partir d'un substrat SiC fortement dopé N+ sur lequel une épitaxie faiblement dopée de type N est réalisée.

Plusieurs implantations de type P et N+ sont effectuées pour réaliser la fonction transistor. Suivant les choix technologiques, une grille est soit réalisée par croissance d'oxyde et dépôt de polysilicium (D-MOSFET) ou gravure puis croissance et dépôt (U-MOSFET). Ce transistor est unipolaire, il n'y a qu'un seul type de porteurs de charges en conduction.

Le fonctionnement d'un transistor en 4H-SiC est représenté sur la Figure I.7. Lors de l'état passant du transistor, le courant passe de l'électrode de drain à l'électrode source en passant par la zone JFET et par les canaux. L'état est passant lorsque la tension entre la grille et la source  $V_{GS}$  est supérieure à la valeur de tension seuil  $V_{TH}$  et que la tension entre le drain et la source  $V_{DS}$  est supérieure à 0.

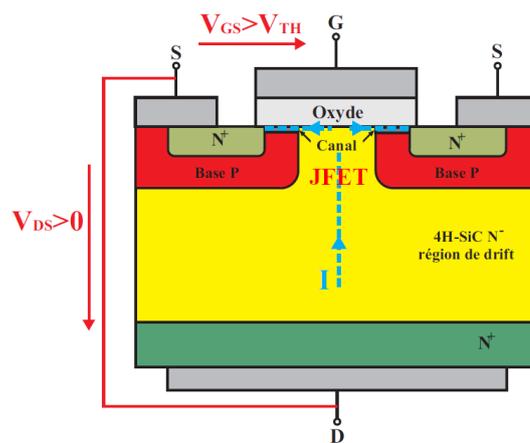


FIGURE I.7 – Coupe schématique d'un MOSFET vertical de puissance. [12]

Les IGBT (*Insulated-Gate bipolar transistor*) sont des transistors bipolaires à commande isolée. Un schéma d'IGBT est représenté Figure I.8. Cette caractéristique leur permet notamment de posséder une chute de tension plus faible que pour un MOSFET équivalent. Néanmoins, leur vitesse de commutation est plus lente que celle des MOSFETs.

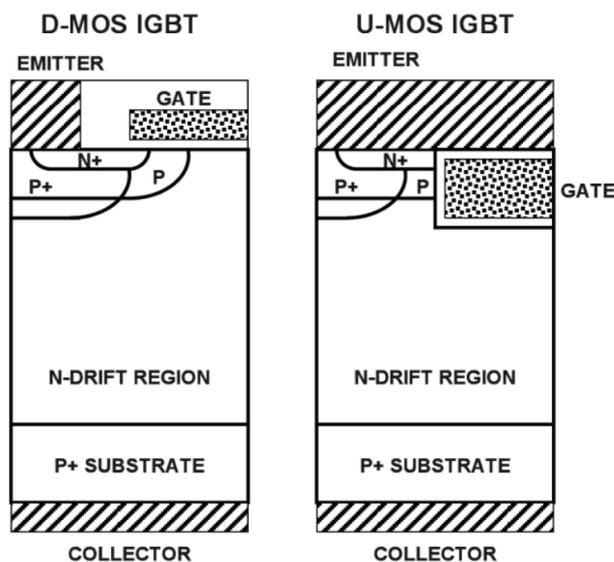


FIGURE I.8 – Schéma de la structure d'un IGBT plan à gauche et enterré à droite. [11]

Les HEMT GaN (*High Electron Mobility Transistor Gallium Nitride*), comme représentés Figure I.9, sont des transistors unipolaires. Les transistors HEMT GaN se différencient des autres transistors de puissance par le fait qu'ils présentent une conduction latérale. En effet, les électrodes de drain et de source sont sur la face supérieure du composant. Les composants GaN sont construits à partir d'un substrat en silicium pour les composants de puissance. Différentes croissances de couches AlGaN et GaN permettent de corriger les différences de paramètres de maille cristalline. L'interface entre la couche supérieure d'AlGaN et de GaN permet la création d'un gaz bidimensionnel d'électrons. Ce gaz bidimensionnel est utilisé pour conduire le courant du drain vers la source quand une tension  $V_{GS}$  positive est appliquée. Le principal avantage de ce transistor est la haute vitesse de commutation et sa facilité à l'intégration fonctionnelle du fait que ses électrodes soient toutes en surface. Le principe de fonctionnement des transistors HEMT GaN repose sur la polarisation piézoélectrique dans une couche formée entre l'aluminium-gallium (AlGaN) et le nitrure de gallium (GaN) qui permet d'obtenir un canal hautement conducteur.

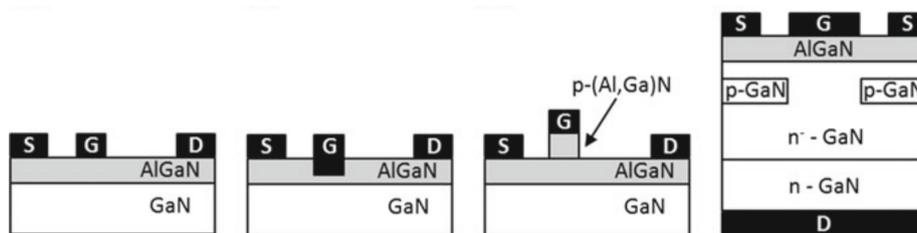


FIGURE I.9 – Schéma de différents transistor AlGaN/GaN. Le GaN de droite est vertical. [13]

## I.2 Notions de fiabilité

La fiabilité est l'aptitude d'une entité à réaliser une fonction requise, dans des conditions données, pendant un intervalle de temps donné [14]. Elle s'exprime notamment par le temps moyen entre deux pannes successives ou le temps moyen avant la première panne dans le cas des courts-circuits et donc de ces travaux. Par cette notion de fiabilité apparaît donc aussi la notion de maintenance car elle permet de relancer l'appareil (train, voiture, avion, ...) une fois le système en panne. Il est important dans de nombreux domaines que cette maintenance ait lieu avant la défaillance afin de ne pas bloquer les autres systèmes liés au système défaillant ou bien encore par question de sécurité pour les utilisateurs. Néanmoins, une maintenance trop en amont des possibles pannes est une perte d'argent inutile et une perte de ressources matériels qui peut être problématique dans un contexte de pénurie de semi-conducteur. Là est donc tout l'intérêt de la maintenance prédictive qui permet d'optimiser les maintenances préventives en réduisant l'intervalle de temps entre la maintenance et la panne. Cette maintenance idéale permet d'économiser en ressource et en temps (pas d'arrêt dû à la panne) tout en garantissant la sécurité des utilisateurs.

La fiabilité statistique d'un composant ou système est la probabilité de bon fonctionnement sous les conditions d'opération et pour un temps défini [15]. Elle est généralement simplifiée à une métrique : le taux de défaillance  $\lambda$  qui sera vu par la suite. La fonction de survie

d'un système représente la probabilité qu'un système n'ait pas de panne jusqu'à un certain temps et est définie tel que :

$$R(t) = \frac{n(t)}{n_0} \quad (\text{I.1})$$

Avec :

$R(t)$	La fonction de survie	[—]
$n(t)$	Le nombre de systèmes survivants	[—]
$n_0$	Le nombre initial de systèmes	[—]

L'espérance  $m$  de cette fonction de probabilité  $R(t)$  est appelée *Temps Moyen Entre Défaillance* ou *Mean Time Between Failure (MTBF)* pour les systèmes réparables et *Temps Moyen Avant Défaillance* ou *Mean Time To Failure (MTTF)* pour les systèmes non réparables. Ainsi :

$$m = \int_0^{\infty} R(t) dt \quad (\text{I.2})$$

La probabilité complémentaire de  $R$  est notée  $F$  et est la probabilité de défaillance. Elle représente la probabilité qu'un système soit défaillant avant le temps  $t$ . Il est donc possible d'obtenir de cette fonction de probabilité  $F$  la fonction de densité de défaillance  $f$  :

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} \quad (\text{I.3})$$

Le taux de défaillance  $\lambda$  est défini comme étant la probabilité d'un système qui a survécu jusqu'au temps  $t$  d'avoir une panne au temps  $t + dt$ . Ainsi :

$$\lambda(t) = \frac{f(t)}{R(t)} \quad (\text{I.4})$$

Ce taux de défaillance  $\lambda$  peut être interprété comme le nombre de systèmes qui tombe en panne en moyenne durant une unité de temps. Il s'agit d'une métrique critique dans la fiabilité et elle est exprimée en nombre de pannes par unité de temps, généralement en  $h^{-1}$  (pannes/heure). Ce taux peut être estimé à partir des défaillances de nombreux systèmes par la formule [15] :

$$\lambda \approx \frac{\Delta n_a}{n(t) \cdot \Delta t} \quad (\text{I.5})$$

Avec :

$\Delta t$	Intervalle de temps	[s]
$\Delta n_a$	Nombre de défaillances durant l'intervalle de temps $\Delta t$	[–]

Un exemple typique de taux de défaillance en fonction du temps est tracé Figure I.10. Cette courbe est nommée courbe en baignoire et est composée de trois parties. La première partie comporte les pannes de jeunesse (référéncées sous les termes *Early failures* sur la figure). Ces pannes sont provoquées par des défauts de fabrication. Les pannes de jeunesse peuvent être réduites par un déverminage en faisant apparaître les pannes en usine plutôt qu'en exploitation. La seconde partie concerne les pannes accidentelles. Ce sont des pannes causées par des phénomènes singuliers (courts-circuits destructifs par exemple). Le taux de défaillance est donc constant durant cette période car un tel événement a autant de chance d'arriver au début de cette zone qu'à la fin. Finalement, la dernière zone concerne les pannes de vieillissement où la défaillance est due à la fatigue et au vieillissement du système.

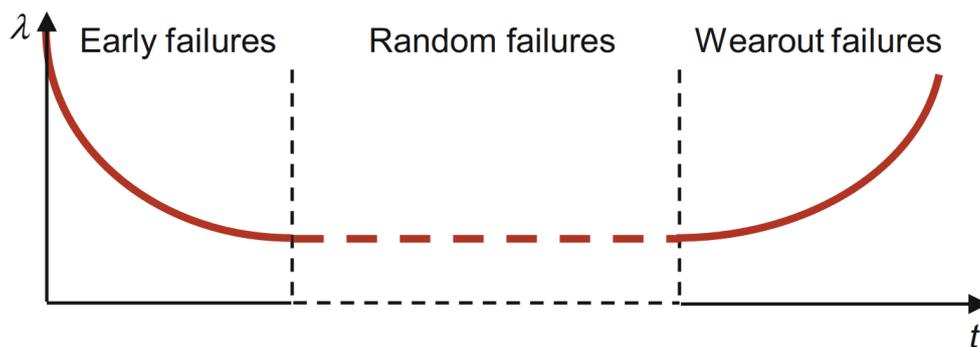


FIGURE I.10 – Courbe en baignoire typique du taux de défaillance en fonction du temps pour un composant. [15]

Dans le cadre de l'électronique, la loi exponentielle est souvent utilisée pour décrire la décroissance de la population avec un  $\lambda$  constant. Ainsi :

$$R(t) = e^{-\lambda t} \quad (\text{I.6})$$

Ce qui permet de déterminer, avec l'équation I.2 la MTBF ou MTTF :

$$m = \frac{1}{\lambda} \quad (\text{I.7})$$

Les MTTF ou MTBF correspondent à la zone des pannes aléatoires. Hors de la zone de défaillances aléatoires,  $\lambda$  ne peut plus être considéré comme constant. Ainsi, les distributions de Weibull [16] permettent de mieux modéliser le taux de défaillance [14] :

$$\lambda(t) = \frac{\beta}{\eta(X)} \cdot \left(\frac{t}{\eta(X)}\right)^{\beta-1} \quad (\text{I.8})$$

Avec :

$\beta$	Paramètre de la forme de distribution	[–]
$\eta$	Paramètre d'échelle de la distribution, dépend du stress X	[–]

Cette équation I.8 permet de modéliser la courbe en baignoire de la Figure I.10 avec un paramètre  $\beta$  qui varie en fonction des mécanismes de dégradations. Chaque mécanisme possède un  $\beta$  qui lui est propre et qui est invariant dans le temps. Néanmoins, l'équation I.8 reste un modèle et doit donc être calibrée. Il est possible d'estimer les paramètres complets après l'utilisation du produit et après retour par les consommateurs, mais la fiabilité a un but préventif et il est donc nécessaire d'estimer la fiabilité dès la conception du produit. Pour ce faire, il existe des méthodes d'estimation de  $\lambda$  du système complet à partir des  $\lambda$  pondérés des sous-systèmes telle que la méthode FIDES [17] ou bien l'utilisation de la loi Weibull I.8 et d'essais accélérés. Le principe de la loi Weibull est de provoquer des défaillances dans un temps raisonnable lors d'essais accélérés. Le niveau de stress d'une contrainte physique est augmentée pour obtenir ces temps raisonnables. Les résultats sont ensuite soumis à une analyse Weibull. Cette méthode est efficace pour déterminer les paramètres de fiabilité d'un composant mais nécessite de connaître précisément le ou les mécanismes de défaillance. Malgré les méthodes existantes permettant l'étude de la fiabilité avant la mise en circulation du système, les cas particuliers tel que l'effet d'un court-circuit non-destructif sur la courbe en baignoire sont peu étudiés. Par exemple, si un court-circuit non-destructif affecte la tension de seuil tel que ce sera vu dans la partie I.3, alors le niveau de stress des contraintes électriques appliquées n'est plus le même mais subit une translation de contraintes. Un court-circuit peut donc faire varier les contraintes appliquées au composant et affecter son taux de défaillance. La Figure I.11 donne une hypothèse de variation du taux de défaillance avec une variation de la durée de vie utile (DDV) après un court-circuit non destructif .

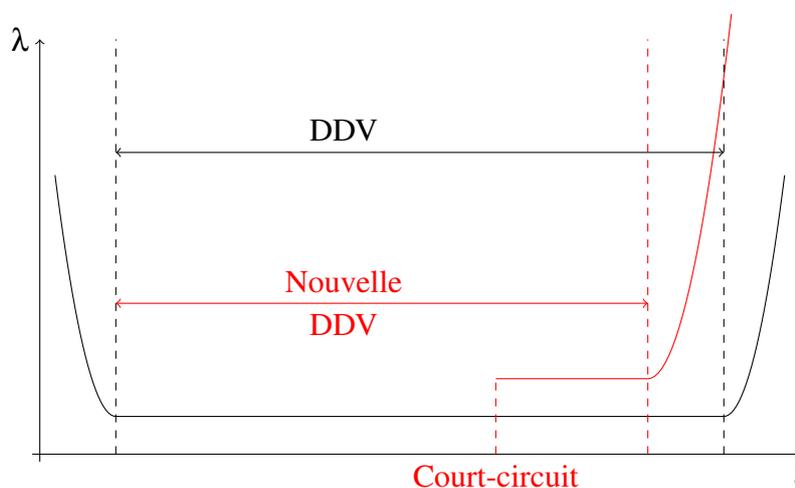


FIGURE I.11 – Possible évolution de la courbe en baignoire pour un court-circuit déterminé.

Les notions de taux de défaillances et de fonctions de survie sont des notions statistiques et probabilistes. Elles reposent sur de grands échantillons, or, il peut être nécessaire de connaître l'état de santé d'un composant ainsi que sa durée de vie utile restante en opération afin de réaliser le plus précisément une maintenance prédictive. Des modèles de durée de vie restante sont réalisés à partir de données telles que la température, le potentiel de la grille, la résistance à l'état passant, ... Ces modèles peuvent estimer l'état de dégradation du composant et la durée de vie utile restante. La Figure I.12 présente un modèle de durée de vie restante réalisé par T. Santini [18]. Il y est visible l'instant estimé de défaillance avec une marge de confiance de 90%.

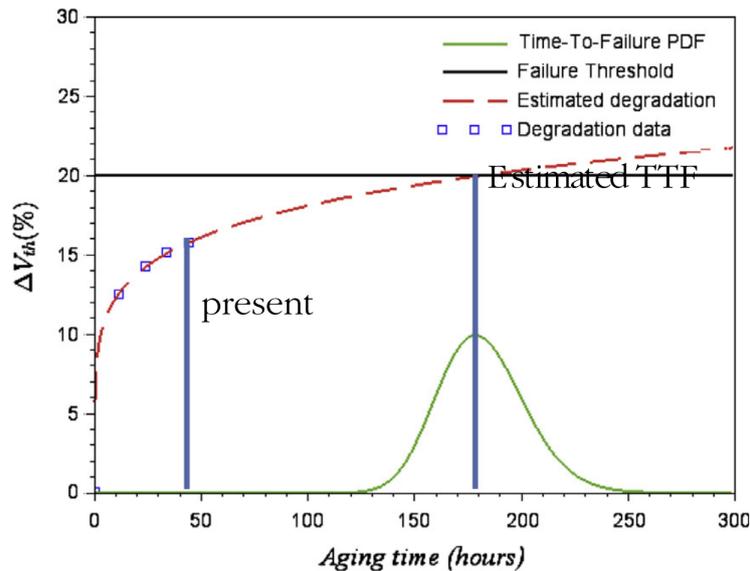


FIGURE I.12 – Exemple de modèle de vie utile restante pour un SiC MOSFET [18].

Ces modèles de durée de vie restante sont basés sur une grandeur physique qui varie selon le vieillissement du système. Une valeur seuil est ainsi définie indiquant qu'une maintenance est nécessaire car le système est proche de la panne. Par exemple, dans le cadre de sa thèse, A. Renaud [19] propose le suivi de la Densité d'Énergie de Déformation (DED) plastique du joint d'attache entre la puce semi-conductrice et la métallisation supérieure (Figure I.5) comme indicateur de vieillissement par le suivi de la température de l'assemblage. Le but de ce modèle est d'être intégré à une unité de calcul embarquée comme cela est montré Figure I.13.

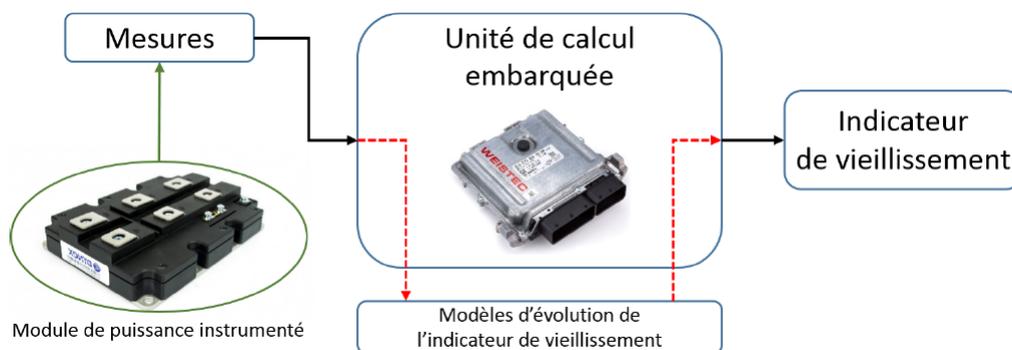


FIGURE I.13 – Principe d'un suivi de vieillissement à l'aide de capteurs embarqués par A. Renaud [19].

Si un court-circuit affecte la durée de vie d'un composant sans affecter la grandeur physique du vieillissement suivi, alors ce suivi est rendu caduc. La prise en compte des effets du court-circuit permettrait de modifier la valeur du seuil de casse comme représenté Figure I.14. Les travaux de cette thèse ont pour but d'intégrer l'événement singulier qu'est le court-circuit dans le modèle prédictif de durée de vie restante ce qui permettrait donc une meilleure maintenance prédictive.

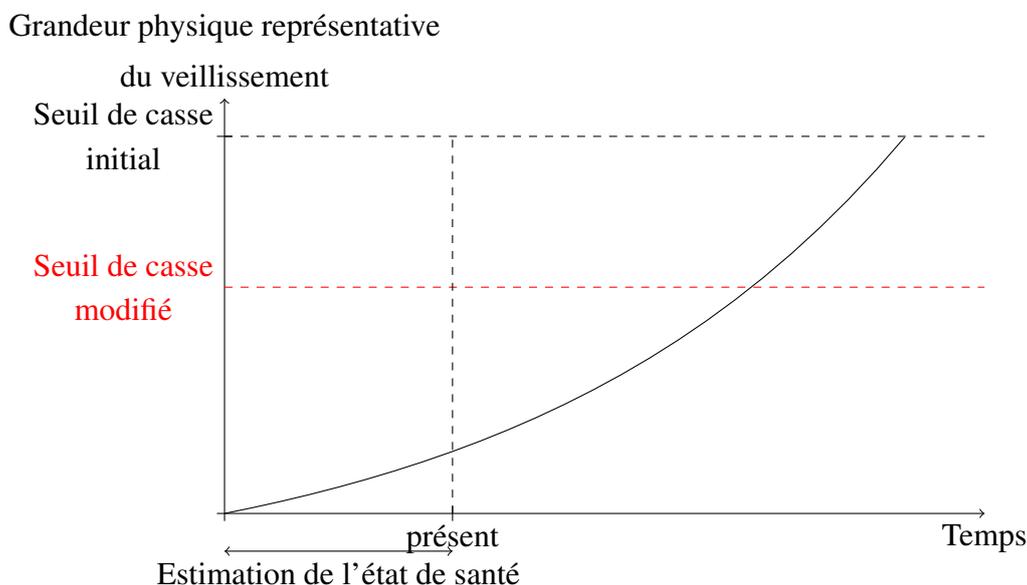


FIGURE I.14 – Effets potentiels d'un court-circuit sur la durée de vie d'un composant

### I.3 Les courts-circuits dans les transistors

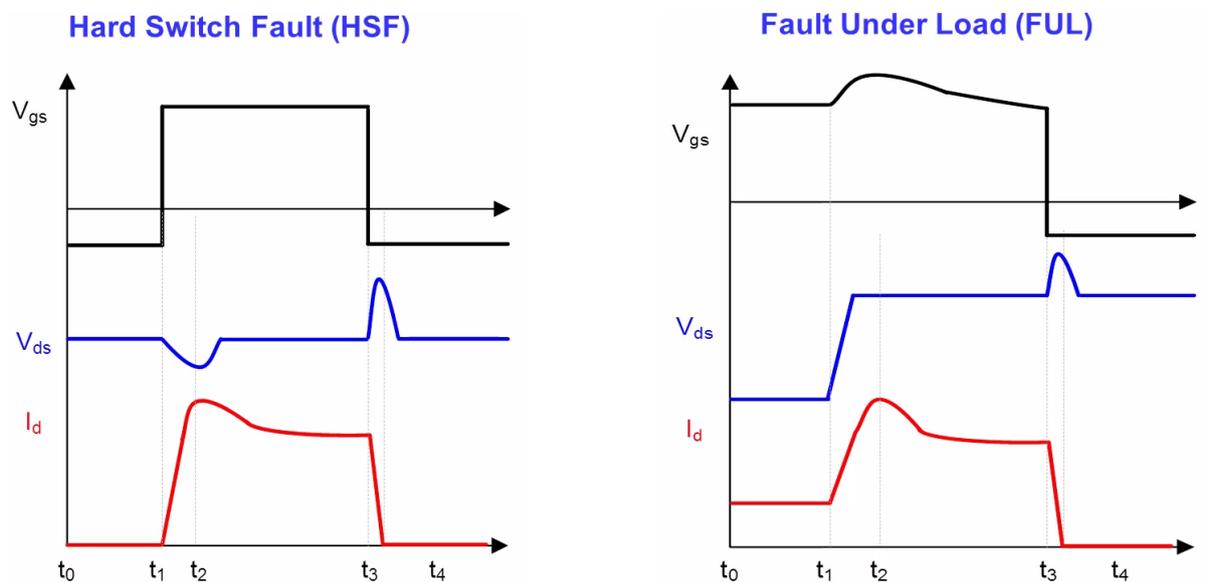
La prise en compte d'évènements singuliers et aléatoires anormaux dans la vie du composant devient nécessaire avec les exigences de durée de vie des composants semi-conducteurs. En effet, des événements tels que des surcharges ou des courts-circuits peuvent survenir pour des durées de vie attendues de 20 ans ou plus. Le Tableau I.1 présente des durées de vie attendues par famille de produit. Les courts-circuits sont l'un des plus grands défis [20] et sont actuellement ce qui limite le plus les performances.

Application	Durée de vie typique
Aéronautique	24 ans (100 000 h de vol)
Automobile	15 ans (10 000 h d'utilisation, 300 000 km)
Ferroviaire	20 ans (60 000 h à charge maximum)
TGV Euroduplex	30 ans (178 000 h)
Éolien	20 ans (120 000 h)
Photovoltaïque	30 ans (90 000 h)

TABLEAU I.1 – Durée de vie attendue pour différentes industries [8], [21].

Un composant semiconducteur peut être soumis à deux principaux types de courts-circuits au cours de sa vie [22] :

- Le **Hard switch fault** correspond à l'arrivée d'un court-circuit, lorsque le composant est ouvert. Au changement d'état du MOSFET, la tension  $V_{GS}$  croît pour rendre le transistor passant. Mais comme le composant est en court-circuit, la tension  $V_{DS}$  ne décroît pas et reste à la tension d'alimentation. De plus, le courant passe de zéro au courant de court-circuit. C'est ce type de court-circuit qui sera modélisé durant ces travaux de thèse. Les courbes de tension  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  ainsi que du courant  $I_D$  sont représentés Figure I.15 (a).
- **Fault under load** correspond à l'arrivée d'un court-circuit, lorsque le composant est fermé. La tension  $V_{DS}$  passe donc rapidement de quelques volts à la tension d'alimentation. De plus, le courant passe du courant nominal au courant de court-circuit. Les courbes de tension  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  ainsi que du courant  $I_D$  sont représentées Figure I.15 (b).



(a) Courbe des tension  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  et du courant  $I_D$  pour le mode *Hard switch fault*

(b) Courbe des tension  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  et du courant  $I_D$  pour le mode *Fault under load*

FIGURE I.15 – Courbes des tension  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  et du courant  $I_D$  des deux modes de court-circuit [23].

Il existe ensuite deux défaillances possibles à la fin d'un court-circuit :

- **FTO (Fail-to-open)**, le transistor reste en mode "ouvert" et ne laisse plus passer le courant. Il n'est plus utilisable mais il protège le reste du système électrique du court-circuit et de la propagation de la défaillance.
- **FTS (Fail-to-short)**, le transistor reste en mode "fermé" et laisse passer le courant. Ce mode est dangereux pour le circuit électrique et n'est donc pas souhaitable. Si le composant est en dégradation *FTS*, tout le système électrique est soumis au courant très élevé avec parfois des événements destructifs et des explosions [24].

Pour amener à la défaillance, il existe différents types d'essais :

- Les essais en "pulse long" (Figure I.16 (a)) où le composant est mis en conduction une unique fois jusqu'à destruction comme cela est fait dans les travaux de F. Boige [25]
- Les essais en "pulse court" (Figure I.16 (b)) où le transistor est mis en conduction de façon répétée tel que cela est fait dans les travaux de R. Ruffilli [26]. Il est possible d'augmenter progressivement le temps de conduction.



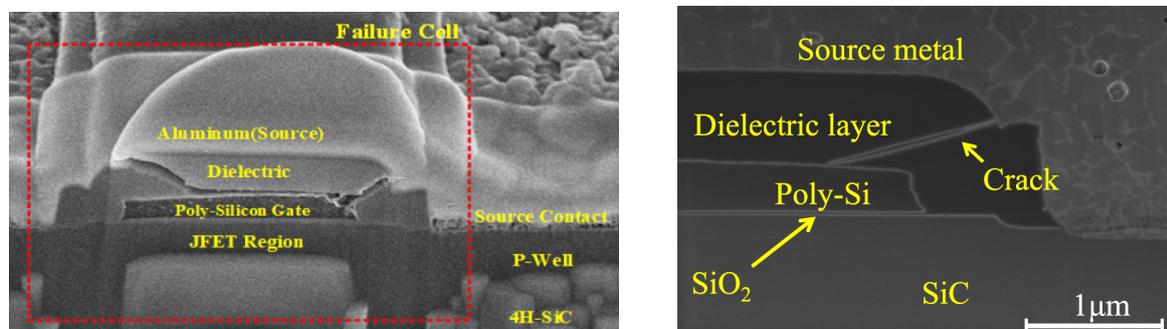
FIGURE I.16 – Types d'essais en pulse [27].

ces travaux ont pour but d'étudier des courts-circuits qui ne sont pas destructifs. Les simulations porteront sur un pulse unique, ne se concluant pas obligatoirement par la défaillance. Il est néanmoins important de connaître les différentes dégradations à l'origine des défaillances, celles-ci pouvant aussi être à la source de dégradations de la puce semi-conductrice.

### I.3.1 Dégradations connues

#### I.3.1.1 Fissuration de l'oxyde de grille

La dégradation la plus courante est la fracture de l'oxyde de grille isolant la grille de la source. Les contraintes générées lors du court-circuit peuvent dépasser le seuil de rupture au sein de l'oxyde, ce qui crée des fissures. Ces fissurations sont généralement placées sur la partie supérieure de l'isolant, comme ceci est observable dans les travaux de J. Wang [28] Figure I.17 (a), de K. Yao [29] Figure I.17 (b) ou encore les travaux de J. Liu [30]. Cette fracture permet donc à l'aluminium en fusion de s'y glisser et créer un contact entre l'électrode de source et l'électrode de grille. Cela rend donc le composant inutilisable car il est impossible de le contrôler et le circuit reste ouvert. Ce type de défaillance est nommée une défaillance (FTO).



(a) Image SEM d'une fracture dans l'oxyde de grille par J. Wang [28]

(b) Image SEM d'une fracture dans l'oxyde de grille par K. Yao [29]

FIGURE I.17 – Cellule endommagée observée au Scanning Electron Microscope (SEM)

### I.3.1.2 La fusion et reconstruction de l'aluminium

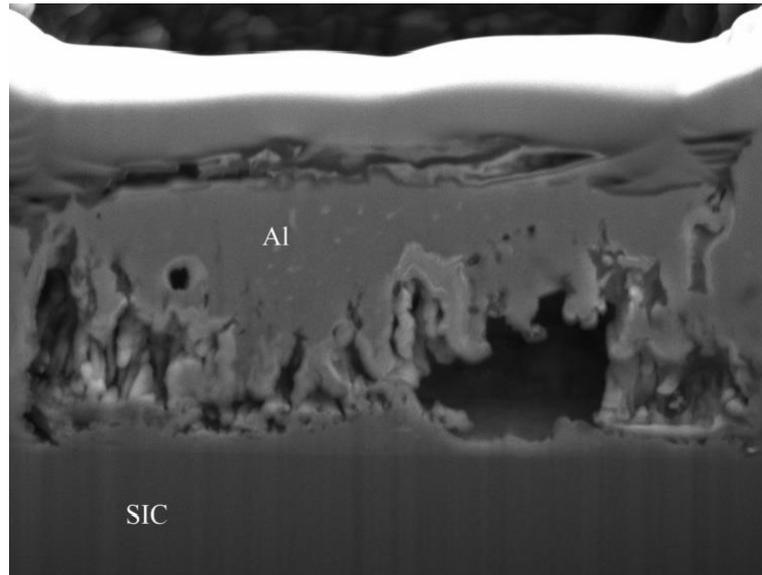


FIGURE I.18 – Image SEM d'un transistor 10 kV 10 A 4H-SiC MOSFET avec métallisation en aluminium après dégradation par courts-circuits [31]

La reconstruction de la métallisation en aluminium est une source de défaillance qui a été observée depuis les débuts de la micro-électronique [32], [33]. Cette reconstruction est mieux observée lors de courts-circuits répétés et est observée par E. Eni [31] dans la zone de contact source comme le montre la Figure I.18. La dégradation observée par E. Eni montre une diminution de la surface de contact entre le SiC et l'aluminium de source, ce qui entraîne une augmentation de la résistance à l'état passant du transistor  $R_{DS(on)}$ . Cette augmentation de la résistance engendre une diminution du courant de saturation à une tension de commande grille-source  $V_{GS}$  donnée.

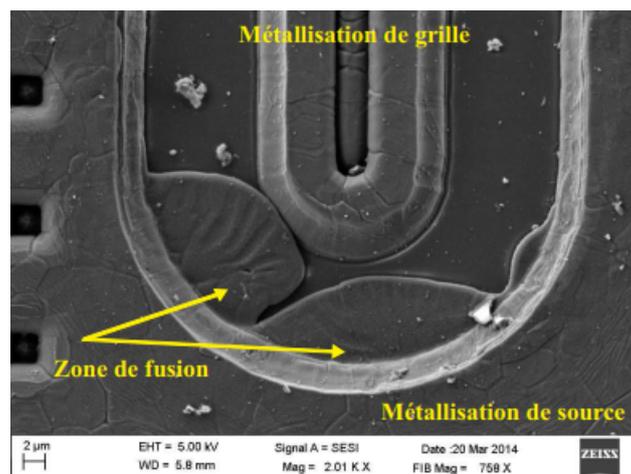


FIGURE I.19 – Fusion de la métallisation de source (Aluminium) et celle de grille au dessus de la passivation [12]

La fusion de l'aluminium de la source a aussi été observée par D. Othman [12]. La Figure I.19 révèle un contact entre la grille et la source provenant de la fusion de l'aluminium de surface puis son écoulement au-dessus de la passivation les séparant. Le symptôme de cette

dégradation est une défaillance FTO. L'ajout d'une passivation compressive au-dessus de la métallisation de la source permet de réduire les phénomènes de reconstructions [34]. De plus, la diminution de la taille des grains a été étudiée par R. Ruffilli [26] et est présentée Figure I.20. Cette granulation facilite la fissuration entre les grains ce qui peut augmenter  $R_{DS(on)}$ .

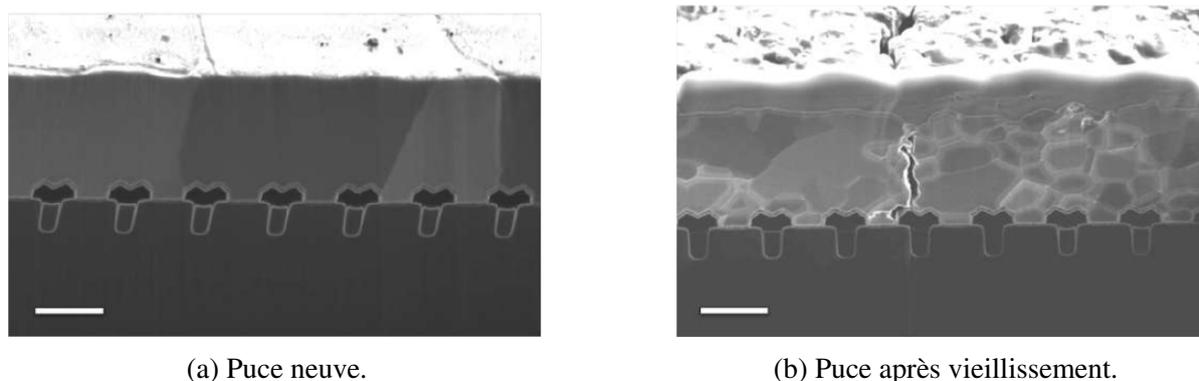


FIGURE I.20 – Granulation de l'aluminium de surface après vieillissement électro-thermique par répétition de courts-circuits [26]. Le trait blanc représente 2,5 µm.

### I.3.1.3 Contact entre la source et l'anneau d'isolation

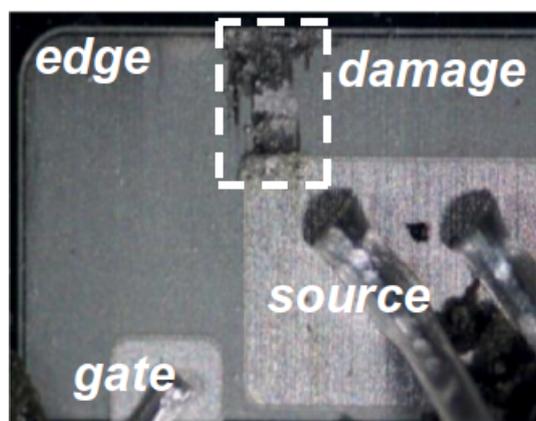
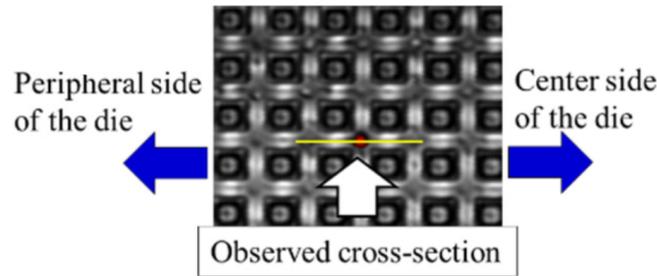


FIGURE I.21 – Photographie d'une puce SiC MOSFET plane dégradée à son bord après une série de faibles impulsions de court-circuit [24].

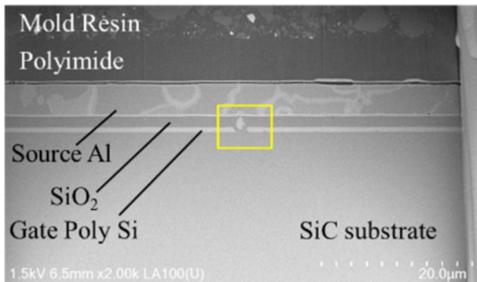
Les coins de la puce ont aussi été identifiés comme lieux de défaillance [24], [25]. Un exemple est visible dans la Figure I.21 où le dommage entre la source et la grille est visible depuis la surface de la puce. Il s'agit d'un contact entre l'électrode de source et la grille au travers de la passivation. Ce contact serait dû à une fracture dans la passivation couplée à la fusion de l'aluminium. Il est probable que le coin de la puce soit soumis à de plus grandes contraintes mécaniques que le centre de la puce. Cette dernière hypothèse sera explorée dans le chapitre IV. Cette défaillance est généralement de type FTO.

### I.3.1.4 Fracture du doigt de grille

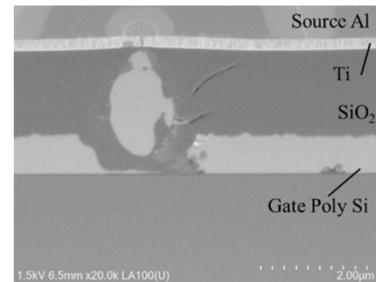
La grille peut aussi céder le long du doigt de grille et se retrouver dans l'oxyde. Cette dégradation est présentée par T. Shoji [35], d'abord trouvée par Optical Beam Induced Resistance Change (ORBICH) pour ensuite être observée par SEM comme le montre la Figure I.22. Si ce défaut intervient avec des grilles placées en doigts parallèles, alors cela pourrait empêcher la conduction de cellules sur la périphérie de la puce et impliquerait une augmentation de la résistance  $R_{DS(on)}$  par la réduction de la surface active.



(a) Image ORBICH de la zone de dommages



(b) Coupe SEM de la zone endommagée



(c) Zoom de l'image SEM du rectangle jaune.

FIGURE I.22 – Fracture du polysilicium de la grille le long d'un doigt de grille [35]

### I.3.1.5 Percolation dans l'oxyde sous la grille

L'oxyde sous la grille peut lui aussi être victime de dégradations qui se traduiraient ensuite par l'apparition d'un courant de grille à faible tension de grille  $V_{GS}$ . Il existe des modèles de génération de pièges [36] et de percolations [37], [38]. La Figure I.23 illustre cette percolation dans l'oxyde. Ces défauts sont compliqués à observer au SEM au vu de la finesse de l'oxyde sous la grille (<100 nm).

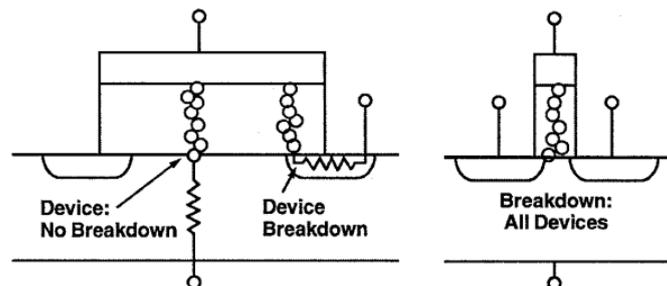
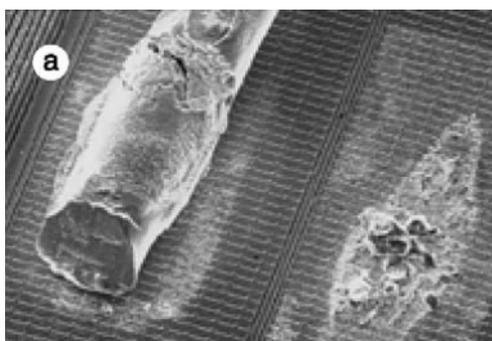


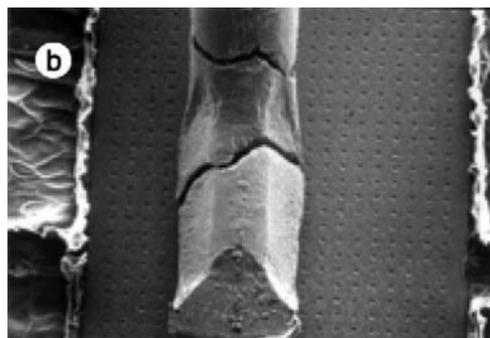
FIGURE I.23 – Percolation dans l'oxyde sous la grille et défaut selon la longueur du canal [37].

### I.3.1.6 Soulèvement et fracture du fil de câblage

Les fils de câblage (*bonding*) ne sont pas exempts de défaillances [34]. La levée et la fracture de fils de câblage causées par un vieillissement accéléré par des impulsions de faibles courts-circuits peuvent être observées dans les travaux de R. Rufilli [39]. La Figure I.24 présente ces deux dégradations sur des puces IGBT, dégradations provenant de la différence de Coefficient de Dilatation Thermique (CDT) entre l'aluminium et le silicium et de la reconstruction potentielle de l'aluminium.



(a) Image SEM d'un soulèvement de fil de câblage



(b) Image SEM de fracture du fil de câblage

FIGURE I.24 – Dégradations de fils de câblage sur puce IGBT [34].

## I.4 Simulation numérique de courts-circuits sur SiC MOS-FETs

### I.4.1 Limitations de l'observation

Les courts-circuits sont des phénomènes brefs avec des durées de l'ordre de la dizaine de microsecondes. Les données physiques telles que la température, les déplacements ou les contraintes peuvent être difficiles à suivre.

Pour la température, la saturation du courant est un indicateur indirect et peut servir à obtenir la température moyenne de jonction du semi-conducteur. Néanmoins, la variation de courant n'est pas seulement due à une variation thermique mais peut être causée par l'endommagement de la puce. De plus, la température obtenue est la température moyenne de jonction et les différentes dégradations observées dans la partie précédente montrent qu'il est plus intéressant d'observer la température proche de la grille.

Il est possible d'obtenir directement la température à la surface de la puce par une caméra thermique ou par une fibre optique de Bragg [40]. Là encore, des limitations apparaissent. La fréquence d'image est l'une de ces limites car une fréquence trop faible empêche de suivre l'évolution de la température. Par exemple, sur la caméra Flir X6800SC [41], une caméra thermique ultra-rapide, la fréquence maximum est de 502 images par seconde pour une vidéo de  $640 \times 512$  pixels. Cela ne permet que de prendre cinq images pour un court-circuit de  $10 \mu\text{s}$ . Il

est possible d'augmenter la fréquence jusqu'à 29 134 Hz à condition de dégrader la résolution spatiale et donc de perdre de l'information sur la répartition en surface de la température. De plus, la température obtenue est la température de surface de la puce.

Il est possible de mesurer les déformations et contraintes. Pour les déformations, la fibre optique de Bragg ou des jauges de déformation peuvent être apposées sur la puce. Là encore, l'observation n'est localisée qu'à l'emplacement du dispositif. Pour la mesure de contraintes, il est possible d'utiliser la spectroscopie de Raman [42] qui peut mesurer les contraintes sur la surface de la puce. Le défaut de la spectroscopie de Raman repose dans le temps d'acquisition. Ce temps est de l'ordre de la seconde pour une imagerie avec bonne qualité [43]. Ce temps d'acquisition est largement supérieur au temps du court-circuit. Cette technique est donc inutilisable dans le cadre de l'étude des courts-circuits.

Ainsi, l'observation localisée dans toute la puce de grandeurs telles que la température, les déformations ou les contraintes est impossible. Il n'est possible d'avoir que des approximations comme pour la température de jonction, ou des mesures sur la surface comme pour la caméra thermique.

## **I.4.2 Simulation numérique et courts-circuit**

La simulation numérique permet de combler les lacunes des outils d'observation ainsi que de maîtriser et manipuler avec précision les effets de phénomènes particuliers. Il sera par exemple vu plus loin dans ces travaux l'influence de la géométrie de l'oxyde de grille sur les contraintes mécaniques et donc la susceptibilité aux fissures, ou bien l'effet de la position d'une cellule dans la puce semi-conductrice dans le cas de courts-circuits, ce qui demanderait une batterie de tests coûteuse et longue. Néanmoins, il est important d'établir ce qui est souhaitable d'observer afin de choisir les outils de modélisation adéquats au problème. Si l'objectif est l'obtention d'une température de jonction approchée lors d'un court-circuit, alors il n'est pas nécessaire de réaliser une simulation complexe en 3D avec la prise en compte de l'ionisation par impact de rayons cosmiques. L'inverse est vrai aussi, si l'objectif est l'observation des lieux de concentrations de contraintes au sein de l'oxyde de grille, alors une simulation 1D ne considérant le semi-conducteur que comme une suite de résistances et de condensateurs n'est pas suffisante. Une simulation numérique repose sur un compromis entre précision des résultats et temps de calcul. Le choix pertinent du modèle et d'hypothèses simplificatrices doit permettre le gain de précision à temps de calcul constant ou inversement, un gain en temps de calcul à précision constante.

Une simulation numérique est composée :

- D'un **schéma spatial**, soit la façon de discrétiser spatialement les équations différentielles partielles. Il existe par exemple les différences finies, les éléments finis ou bien encore les volumes finis.
- D'un **schéma temporel** pour les modèles transitoires. Les schémas d'Euler explicite, Euler implicite, TRBDF2 (utilisé par Sentaurus TCAD) [44] en sont des exemples.

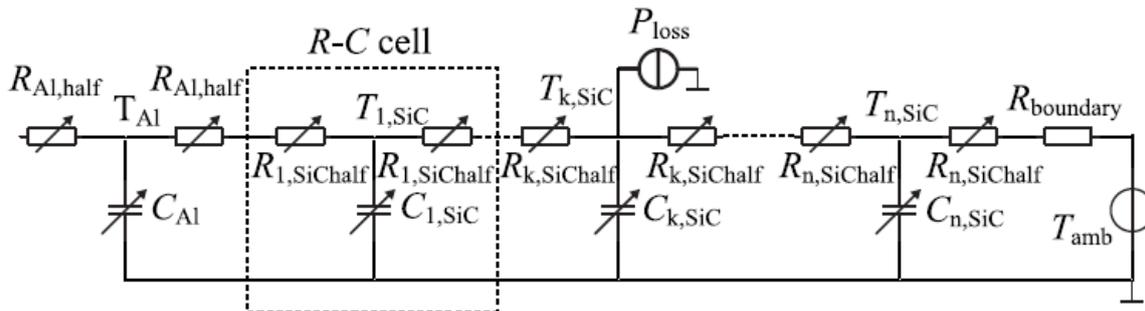
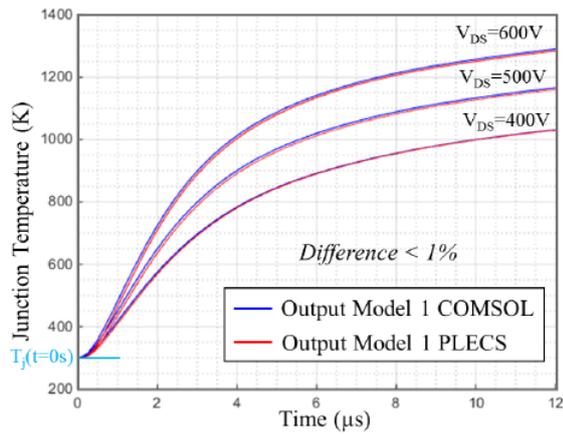
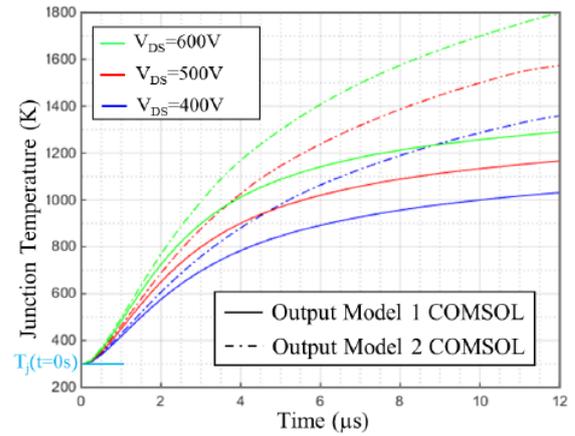


FIGURE I.25 – Exemple de modèle 1D SPICE tiré des travaux de A. Tsibizov [45].

Dans le cadre de simulations 1D dont le but est de modéliser le comportement électrique ou thermique moyen de la cellule, différentes méthodes sont utilisables. Il est possible de discrétiser les équations électro-thermiques du semi-conducteur par des différences finies ou des éléments finis. Les différences finies sont généralement plus simples à mettre en place car celles-ci reposent sur les décompositions des équations aux dérivées partielles par la formule de Taylor [46]. Ces décompositions sont aussi précises que les éléments finis pour certaines équations telles que l'équation de la chaleur dans le cadre de la 1D. Il est possible d'utiliser des logiciels de calculs tels que Matlab comme chez Y. Pascal [47] pour utiliser un modèle de différences finies. Les logiciels de calcul en éléments finis permettent aussi réaliser des simulations 1D. Ainsi des modèles de SiC MOSFET ont été réalisés en éléments finis par F. Boige [48] par le logiciel COMSOL Multiphysics. Il est aussi possible de modéliser une cellule par un ensemble de composants élémentaires tels des résistances, des condensateurs et des inductances, comme l'ont réalisé par exemple, A. Ammous [49], A. Tsibizov [45] ou encore F. Boige [48]. Ces types de modélisations sont des modèles de Cauer. Un exemple est donné Figure I.25 et provient du travail de A. Tsibizov [45]. Les logiciels réalisant la résolution de ces réseaux sont PLECS, Matlab, Python, ... Ces modèles 1D ont l'intérêt d'être peu coûteux en calculs et par conséquent permettent des simulations rapides. Ceci confère la possibilité de tester de nombreux paramètres tel que le fit Y. Pascal [47] mais a pour contrepoint un manque de précision en terme de résultats qui sont au mieux une approximation (approximation de la température moyenne à certaines profondeurs par A. Tsibizov [45] par exemple).



(a) Températures de jonction estimées avec les modèles COMSOL 1 et PLECS



(b) Températures de jonction estimées avec les modèle COMSOL 1 et 2

FIGURE I.26 – Comparaison des températures de jonctions obtenue avec différents modèles 1D par F. Boige [48] pour un court-circuit

F. Boige [48] réalise différents modèles 1D de courts-circuits et compare les températures de jonction obtenues avec chaque modèle. F. Boige créer un premier modèle sous COMSOL qui est l'équation de la chaleur avec auto-échauffement de la cellule par le court-circuit et un modèle sous le logiciel PLECS qui consiste en la création d'un réseau de Cauer. Les résultats de ces deux modèles sont exposés Figure I.26 (a). Un second modèle sous COMSOL tenant compte de l'énergie absorbée par fusion de l'aluminium est réalisé et est comparé au premier modèle sous COMSOL sur la Figure I.26 (b). Ainsi, la Figure I.26 montre qu'en 1D, les résultats varient peu selon la méthode qu'elle soit d'éléments finis, de différences finies ou bien un réseau de Cauer.

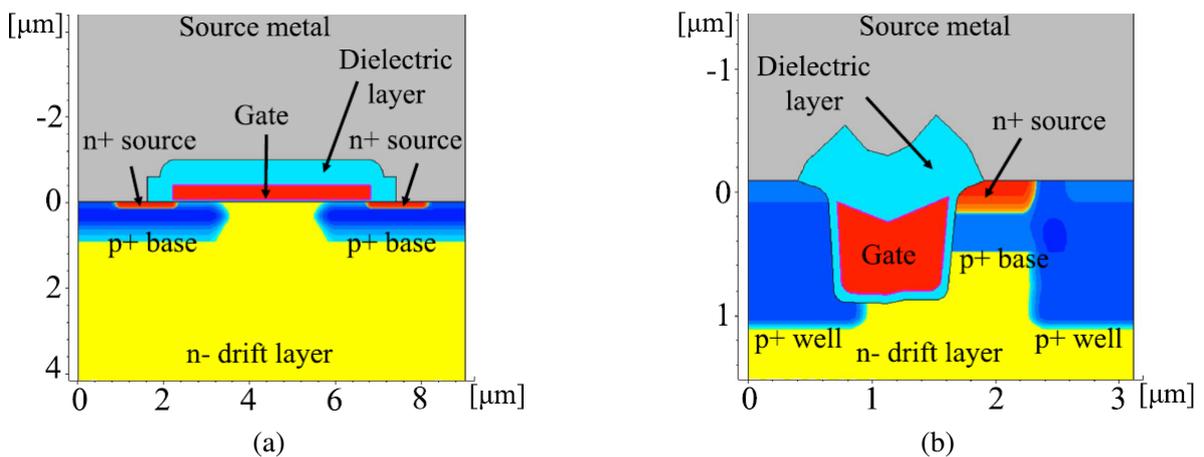


FIGURE I.27 – Modèles pour simulations 2D d'un SiC MOSFET planar (a) et avec grille enterrée (b), réalisée par K. Yao [29].

Le passage à des simulations 2D permet d'obtenir des résultats plus précis et notamment, de tenir compte de la géométrie de la grille et de l'oxyde de grille des puces. La Figure I.27 donne un exemple de modèle 2D de simulation fait par K. Yao [29] qui révèle un aspect intéressant de la modélisation 2D : l'étude comparative de géométries et de technologies. Les modèles 2D permettent la considération de grandeurs locales telles que la densité de courant

en électrique, le flux thermique et les déplacements et contraintes en mécanique. Certaines régions importantes comme le canal et la région JFET pour le MOSFET vertical peuvent être précisément modélisées. La plupart des simulations 2D sont réalisées par la méthode des éléments finis avec des logiciels tels que ANSYS, Synopsis TCAD, COMSOL Multiphysics, etc. Cette montée en dimension implique des modèles plus compliqués car spatiaux et parfois anisotropiques. La majorité des cellules de transistors peuvent être modélisées par ce type de simulation sous couvert de bonnes hypothèses simplificatrices comme les déformations ou contraintes planes. La modélisation 2D permet de considérer l'aspect multiphysique du court-circuit sur transistor.

La Figure I.28 représente les cartographies des températures et des contraintes obtenues par simulation éléments finis 2D dans les travaux de J. Liu [30]. Cette simulation a été réalisée sous COMSOL multiphysics. Ce type de simulation met en exergue la défaillance due à la fusion de l'aluminium combinée à la fissuration de l'oxyde de grille. De plus, il est observable que la température au sein du SiC est localisée dans la région JFET, sous la grille. Ceci est dû au fort échauffement par le courant du court-circuit couplé à un temps court qui limite la diffusion thermique. J. Liu montre notamment dans son travail la chronologie entre fusion de l'aluminium et la fissuration de l'oxyde, la fissuration y étant antérieure à la fusion.

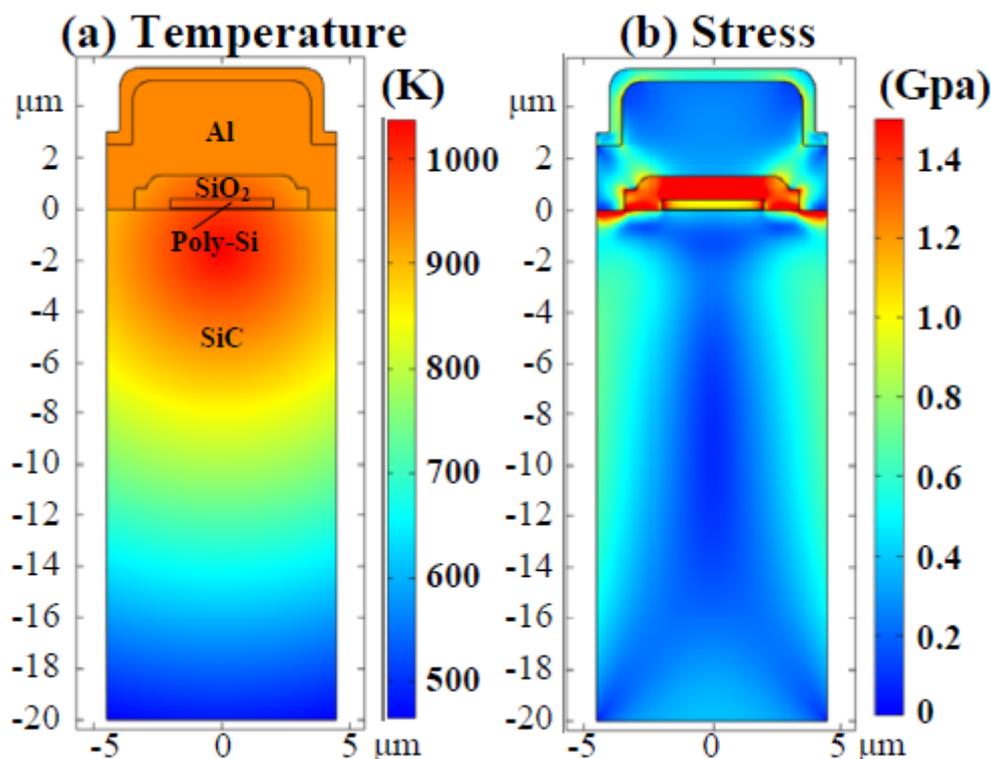


FIGURE I.28 – Cartographie de température et de contraintes de Von Mises par une simulation éléments finis 2D réalisée par J. Liu [30].

L'intérêt de la simulation 3D par rapport à la simulation 2D réside dans des structures variant sur cette dernière dimension ainsi que des modèles représentant toute la puce. Il est possible d'utiliser la méthode des éléments finis. K. Yao [50] réalise, par exemple, un modèle éléments finis 3D d'une cellule à grille enterrée au croisement entre deux doigts. Il est possible

de coupler un modèle 3D avec un modèle SPICE comme le fait V. d'Alessandro [51] pour observer la variation de température sur la puce entière. Son modèle est affiché en exemple Figure I.29. Les simulations 3D restent néanmoins moins courantes que leurs homologues 2D à cause de leur coût en temps qui peut s'avérer extrêmement grand, surtout en comparaison aux modèles homologues 2D qui ne sont pas moins précis. Réaliser une simulation 3D plutôt que 2D demande d'être justifiée par une spécificité qui n'apparaît qu'à partir de l'ajout de cette nouvelle dimension.

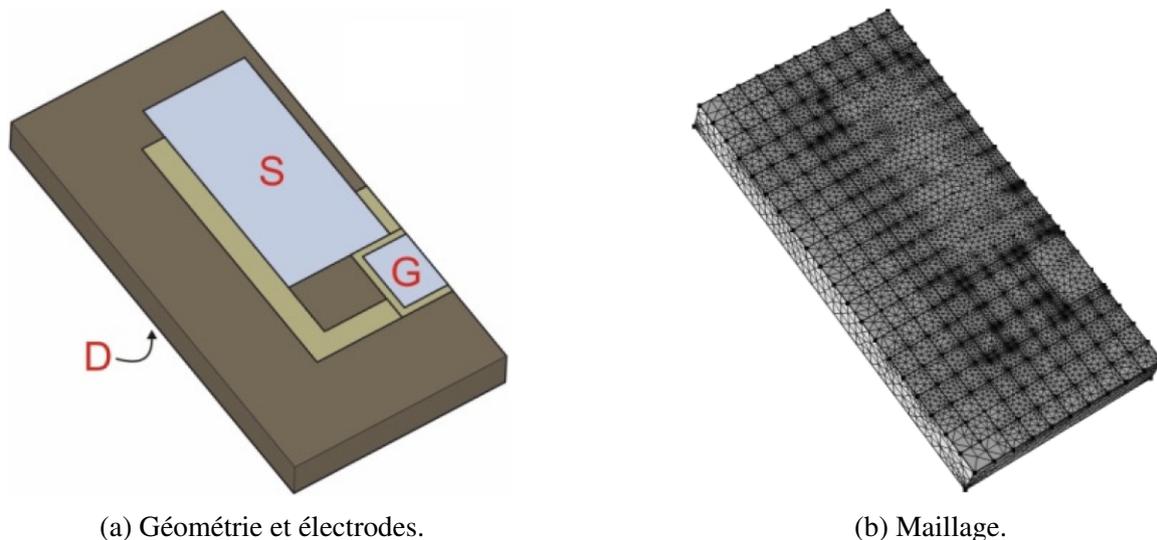


FIGURE I.29 – Modèle 3D éléments finis d'une puce SiC MOSFET par V. Alessandro [51].

Dans la suite de cette thèse, deux logiciels sont choisis : Sentaurus TCAD et ANSYS mechanical. Sentaurus TCAD permet la simulation électro-thermique avec de nombreux modèles intégrés qui sont utiles pour une simulation thermo-mécanique. Les modèles en question seront explicités dans la partie III.2. Le logiciel ANSYS Mechanical est ensuite choisi pour la partie thermo-mécanique. Il possède lui aussi de nombreux modèles intégrés, qui seront utilisés durant cette thèse, comme la variation des propriétés physiques en fonction de la température, et des modèles qui pourront être utilisés dans des travaux futurs tels que les comportements élasto-plastiques ou les fractures. De plus, ANSYS permet l'ajout de sous-routines en FORTRAN pour y ajouter des modèles manquants.

### I.4.3 Présentation des éléments finis

Comme vu précédemment, la physique du court-circuit des transistors SiC MOSFET est une physique complexe et variée. Les interactions entre l'électrique, la thermique et la mécanique sont complexes et probablement impossibles à résoudre de façon analytique. La résolution numérique de tels problèmes est donc une solution intéressante afin d'étudier le comportement des puces en court-circuit et d'évaluer les dégradations possibles créées par ce dernier.

Cette résolution numérique se fait ici par la méthode des éléments finis (MEF), méthode d'approximation numérique de solutions de problèmes d'équations aux dérivées partielles. La méthode des éléments finis est présentée par P. Thomas [52] comme étant la frontière de trois disciplines générales distinctes :

- La modélisation des problèmes physiques.
- L'analyse numérique.
- L'informatique appliquée.

Ces trois disciplines sont utilisées afin de réaliser une approximation de la solution au problème, ici les contraintes électro-thermo-mécanique engendrées par un court-circuit. La connaissance de la théorie des éléments finis permet l'ajout et l'optimisation de modèle ainsi que le transfert de résultats d'un logiciel à éléments finis vers un autre tel que cela sera explicité dans le Chapitre II.

La méthode des éléments finis s'appuie sur la formulation faible du problème aux équations aux dérivées partielles. Cette formulation faible permet d'obtenir un problème matriciel une fois discrétisée sur les fonctions de base du maillage défini. Dans le cadre de simulation mécanique transitoire linéaire, le système matriciel de second ordre obtenu est de la forme [53] :

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [L]\{\dot{u}(t)\} + [D]\{u(t)\} = \{F(t)\} \quad (\text{I.9})$$

Avec :

$[M]$	Tenseur des masses	[kg]
$[L]$	Tenseur des amortissements	[kg · s <sup>-1</sup> ]
$[D]$	Tenseur des rigidités	[kg · s <sup>-2</sup> ]
$\{F(t)\}$	Vecteur des forces appliquées	[N]
$\{u(t)\}$	Vecteur des degrés de libertés	[m]

À l'étape de l'équation I.9, le problème a été discrétisé en espace, les liens entre chaque noeud étant représentés dans les tenseurs  $[M]$ ,  $[L]$ ,  $[D]$  et le vecteur  $\{F(t)\}$ . Cette équation est ensuite discrétisée temporellement avec  $\{u_n\}$  le vecteur  $\{u(t_n)\}$  et  $\{u_{n+1}\}$  le vecteur  $\{u(t_{n+1})\}$ . Il est ensuite possible d'exprimer  $\{u_{n+1}\}$  et  $\{\dot{u}_{n+1}\}$  en fonction de  $\{u(t_n)\}$ ,  $\{\dot{u}(t_n)\}$ ,  $\{\ddot{u}(t_n)\}$  par des méthodes numériques d'intégration temporelle diverses. Selon le problème rencontré, il est possible d'utiliser sous ANSYS [53] l'une des méthodes suivantes : Méthode de Newmark [54] ou méthode  $\alpha$ -généralisée [55].

Pour le modèle thermique, le tenseur des masses  $[M]$  est nul dans l'équation I.9, ce modèle étant un système matriciel de premier ordre. Les schémas d'intégrations temporel sont donc différents. Il est notamment possible d'utiliser la méthode d'Euler Implicite ou bien encore une méthode d'intégration de trapèzes généralisée.

Les éléments choisis pour les simulations 2D des chapitres III et IV sous ANSYS sont présentés Tableau I.2. Le nombre de noeuds et le Degrés De Liberté (DDL) est affiché pour chaque élément. Les simulations étant d'abord 2D thermique pour ensuite devenir 2D mécanique, un passage de l'élément PLANE77 à l'élément PLANE183 est réalisé.

Élément	Forme de l'élément
PLANE77 2D 8 noeuds DDL : TEMP	
PLANE183 2D 8-6 noeuds DDL : UX, UY	

TABLEAU I.2 – Description des différents éléments utilisés avec ANSYS.

## I.5 Conclusion

Il a ainsi été vu lors de ce premier chapitre l'importance que prennent les nouveaux semi-conducteurs à grand gap tels que les SiC MOSET et les HEMT GaN. L'augmentation du marché de l'électronique de puissance est directement lié aux enjeux sociétaux et est donc poussé par les gouvernements, notamment dans l'industrie du transport. Cette évolution du marché impose une amélioration constante des transistors de puissance.

En parallèle de l'augmentation des performances des transistors, une amélioration de la fiabilité est demandée. En effet, la fiabilité est un facteur clé dans un contexte d'économie d'énergie et de ressources. Avec des durées de vie aux alentours de 20 ans, la fiabilité ne peut plus se limiter aux modes de fonctionnements normaux mais doit tenir compte de modes anormaux et événements ponctuels dont les courts-circuits font partie. L'étude des courts-circuits non destructifs pourrait permettre la considération de ceux-ci dans le calcul des durées de vie (*MTTF*) ou dans les modèles de durée de vie restante.

Le travail de cette thèse se concentre particulièrement sur le fonctionnement de transistors SiC MOSFET en court-circuit. Durant celui-ci, l'échauffement a principalement lieu dans la région JFET située sous la grille entre les caissons Pwell. Le temps de court-circuit ne permet pas une bonne diffusion thermique ce qui implique des températures atteignant les 1 200 K dans le SiC et dépassant les 933 K de la température de fusion dans l'aluminium.

Une liste des dégradations observées après un court-circuit a été établie. La grande majorité des dégradations sont dues aux contraintes thermo-mécaniques engendrées par le court-circuit et non simplement à un emballement thermique. Un modèle juste électrique ne suffit donc pas à modéliser le comportement complet du semi-conducteur et les phénomènes s'y déroulant pendant le court-circuit. Il est nécessaire de tenir compte des couplages entre physiques, spécifiquement entre l'électrique et le thermique, et de réaliser un modèle électro-thermo-mécanique. Les dégradations les plus courantes sont causées par la fusion et la reconstruction de l'aluminium ainsi que la fissuration de l'oxyde de grille. Ces travaux se concentreront donc sur ce type de dégradations.

Il existe de nombreuses façons de modéliser et simuler les transistors en court-circuit, de la 1D à la 3D, des réseaux Cauer aux éléments finis. Le choix du modèle est important pour l'observation des phénomènes de dégradations désirés. Le choix de la méthode est important pour simuler ces modèles. La méthode des éléments finis a été choisie pour réaliser une simulation 2D par l'utilisation des logiciels Sentaurus TCAD [56] et ANSYS [53]. Il a été observé que l'absorption de l'énergie thermique par la fusion de l'aluminium est importante à prendre en compte. Le Chapitre II mettra donc en place une méthode qui sera intégrée à Sentaurus TCAD et ANSYS pour la modélisation de la fusion de l'aluminium de source. De plus, il y sera présenté une passerelle qui a été réalisée pour passer les résultats de Sentaurus TCAD à ANSYS. Ce passage de Sentaurus TCAD à ANSYS est le passage de la simulation électro-thermique à la simulation thermo-mécanique.

Le chapitre III traitera de la mise en place d'un modèle 2D électro-thermo-mécanique sous éléments finis d'une cellule SiC MOSFET sous court-circuit avec prise en compte de la fusion de l'aluminium. Il y sera aussi réalisé des comparaisons entre différentes géométries afin d'observer l'influence de la géométrie sur la répartition de la température et sur les contraintes.

L'une des dégradations observée apparaît dans les coins de la zone active d'une puce. Il est donc probable que cette dégradation, provienne d'une concentration de contraintes proches du coin et crée une fissure de l'oxyde. Ainsi, le chapitre IV met en place une simulation de la puce entière à l'aide d'une homogénéisation de la structure de grille. L'objectif est de mettre en place une méthode qui réalise un lien entre l'échelle macroscopique, celle de la puce, et l'échelle microscopique, celle de la cellule.

La mise en place des modèles qui sont présentés dans les chapitre III et IV, à l'aide des outils réalisés dans le chapitre II, ont pour but une caractérisation qualitative des phénomènes qui se déroulent dans une cellule de transistor SiC MOSFET.



# Chapitre II

## Mise en place des outils préliminaires

### II.1 Introduction

Dans le chapitre I, l'intérêt de la simulation pour la fiabilité a été présenté. L'état actuel des simulations de semi-conducteurs SiC MOSFET sous court-circuit a été dressé. Deux problématiques vues au chapitre précédent doivent être résolues pour réaliser une simulation d'un court-circuit. Ces problématiques sont la fusion de l'aluminium et l'utilisation de deux logiciels de simulation qui ne communiquent pas naturellement entre-eux. Ainsi, Ce chapitre s'articule autour de deux outils mis en place pour résoudre ces problèmes : la prise en compte de la fusion de l'aluminium et une passerelle qui lie Sentaurus TCAD et ANSYS. La fusion de l'aluminium est ensuite utilisée à chaque simulation dans les chapitres suivants. La passerelle est utile pour le passage des données de Sentaurus TCAD à ANSYS. La passerelle est donc le lien entre l'électro-thermique et le thermo-mécanique. Ces deux outils sont cruciaux pour le reste des travaux.

### II.2 Fusion de l'aluminium

Durant un court-circuit, l'énergie thermique générée par la puce MOSFET est très importante sur un temps très court. Lors de ce court-circuit, la température de l'aluminium de surface peut atteindre 660 °C, sa température de fusion, comme cela est visible sur les simulations de la partie I.4.2. Lorsque l'aluminium fusionne totalement, il se répand sur la surface de la puce pouvant provoquer un contact avec l'électrode de grille [25].

Néanmoins, dans une moindre mesure, il reste possible qu'une partie de l'aluminium fusionne lorsque la fusion n'est pas totale et le court-circuit n'est pas destructif. La température de fusion de l'aluminium est atteinte dans la majeure partie des simulations [29], [57], [58]. La fusion d'un solide absorbe une partie de l'énergie or cette absorption d'énergie n'est pas considérée dans ces simulations. L'absence de modèle de fusion implique une surestimation de la température et donc une surestimation des déformations et des contraintes. De plus, l'intérêt d'un modèle tenant compte de l'énergie absorbée par la fusion peut aussi modéliser

la resolidification qui pourrait ralentir le refroidissement de la puce.

Ainsi, cette partie a pour but de :

- Développer une méthode permettant la prise en compte de la fusion.
- L'optimisation des paramètres de cette méthode pour les simulations de court-circuit des chapitres III et IV.
- L'incorporation de cette méthode dans les différents logiciels de simulation utilisés dans ces travaux.

### II.2.1 Méthode de la capacité thermique apparente

Il existe différentes manières de modéliser la fusion de l'aluminium. Il est par exemple possible de faire une simulation avec 2 phases sur ANSYS FLUENT [59] qui utilise une technique sur l'enthalpie-porosité [60]. Il est aussi possible d'utiliser des méthodes de maillages mobiles [61], [62]. Malheureusement, ce genre de modèle n'existe pas sur Sentaurus TCAD et il revient à l'utilisateur d'ajouter lui même une méthode dans ce logiciel. Il est possible de faire quelques hypothèses qui permettront de choisir un autre modèle simple à ajouter. Premièrement, la phase liquide de l'aluminium sera toujours dans une enceinte fermée car nos simulations ne sont valides que si la fusion de la couche d'aluminium n'est pas totalement terminée. En second lieu, les mouvements de convection au sein de l'aluminium liquide sont impossibles dans l'épaisseur de 5  $\mu\text{m}$  de la couche d'aluminium car la viscosité de sa phase liquide est trop élevée. Cette hypothèse se vérifie par le nombre de Rayleigh [63] :

$$Ra = \frac{\rho\beta\Delta T_{max}g\varepsilon^3}{\eta\lambda} \quad (\text{II.1})$$

Avec :

$\rho$	La densité du matériau de 2700	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$
$\beta$	Le coefficient de dilatation thermique CDT de $31 \cdot 10^{-6}$	$[\text{K}^{-1}]$
$\Delta T_{max}$	La différence maximum de température dans l'aluminium après fusion	$[\text{K}]$
$g$	L'accélération gravitationnel de 9,81	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-2}]$
$\varepsilon$	L'épaisseur de l'aluminium de $5 \cdot 10^{-6}$	$[\text{m}]$
$\lambda$	La conductivité thermique de 90	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$\eta$	La viscosité dynamique de $10^{-3}$ [64]	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-1}]$

Le nombre de Rayleigh représente le rapport entre le temps représentatif de transport d'énergie thermique par diffusion par le temps représentatif de transport d'énergie thermique par convection. Un  $Ra$  élevé indique une prédominance de convection et inversement, un  $Ra$  faible indique une prédominance de conduction. D'après les simulations déjà réalisées par K. Yao [29] et F. Boige [48],  $\Delta T$  est de l'ordre de 100 K. Ici, avec les valeurs présentées,  $Ra \approx 10^{-3}$  donc l'hypothèse de convection négligeable est valide.

La méthode de capacité thermique apparente fut donc choisie. Elle est expliquée dans différentes études [65], [66], [67], [68]. La méthode consiste à incorporer l'énergie absorbée lors du changement de phase dans le calcul de la capacité thermique.

Dans un milieu continue homogène isotrope sans convection, l'équation de la chaleur avec génération de chaleur interne s'écrit :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T + P \quad (\text{II.2})$$

Avec :

$c_p$	La capacité thermique massique	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$T$	La température	$[\text{K}]$
$t$	Le temps	$[\text{s}]$
$P$	La génération de chaleur volumique interne	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-3}]$

Cette équation est valide avant et après fusion, mais non lors de la fusion. Lors du changement d'état, l'énergie absorbée par le système n'est pas convertie en température mais réalise le changement de phase. Dans le cas d'un système isolé thermiquement (les bords de ce système sont adiabatiques) avec une génération de chaleur interne uniforme et constante, l'équation de la chaleur (II.2) devient :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{P}{\rho c_p} \quad (\text{II.3})$$

Dans (II.3),  $\frac{P}{\rho c_p}$  est constant et représente la variation de température dans le temps. Soit  $c_{p,s}$  et  $c_{p,l}$  les capacités thermiques massiques respectivement des phases solide et liquide, les accroissements de température dans la phase solide et dans la phase liquide ne sont donc pas forcément égaux. Lorsque la température atteint la température de fusion  $T_f$ , la température n'augmente plus jusqu'à l'apport complet de l'énergie de fusion. Cette énergie de changement d'état est appelée chaleur latente et est notée  $L_f$ . Ce phénomène est représenté Figure II.1. Le temps que passe le système dans la fusion est proportionnel à cette chaleur latente  $L_f$ .

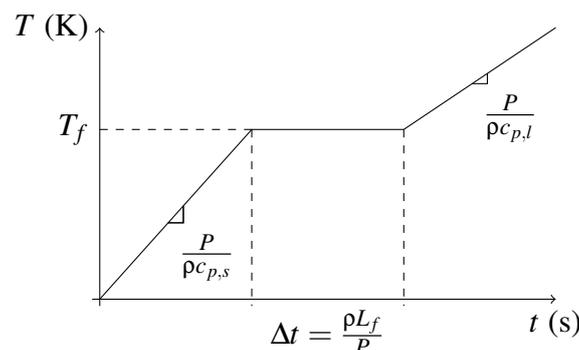


FIGURE II.1 – Température dans un système fermé sous échauffement constant

La méthode de la capacité thermique apparente est de considérer un passage entre solide et liquide lissé par un "liquidus" représentant la part de liquide. Le liquidus est noté  $\alpha(T)$  dans la suite de ces travaux. Il n'a pas d'unité et est compris entre 0 et 1. À  $\alpha(T) \simeq 0$ , le système (ou noeud pour les éléments finis) est totalement solide. À l'inverse, à  $\alpha(T) \simeq 1$ , le système est complètement liquide. La région entre solide et liquide est la zone de transition. À l'inverse,  $(1 - \alpha(T))$  est appelé le solidus. La fonction liquidus n'est valable que si elle possède certaines propriétés.  $\alpha$  doit être continue sur  $\mathbb{R}$ , dérivable presque partout et comprise entre 0 et 1. On notera que la croissance de la fonction est préférable mais n'est pas obligatoire.

La méthode de la capacité thermique apparente consiste à rendre la capacité thermique dépendante de la température et d'y ajouter la chaleur latente de la sorte :

$$c_p(T) = c_{p,s} \cdot (1 - \alpha(T)) + c_{p,l} \cdot \alpha(T) + L_f \cdot \frac{d\alpha(T)}{dT} \quad (\text{II.4})$$

Avec :

$c_{p,s}$	La capacité thermique massique de la phase solide	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$c_{p,l}$	La capacité thermique massique de la phase liquide	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$L_f$	La chaleur latente massique	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}]$

Pour rappel, la chaleur latente est l'énergie à fournir pour passer de l'état solide à liquide.  $c_{p,s}$  et  $c_{p,l}$  sont les capacités thermiques juste avant et après changement d'état. Il est possible que la capacité thermique soit aussi dépendante de la température, indépendamment de la méthode de capacité thermique apparente.

Dans la suite des travaux, deux modèles de capacités thermiques apparentes ont été testés. La différence des modèles est une différence de fonction  $\alpha(T)$ . Ces deux modèles sont le modèle linéaire et le modèle gaussien.

### II.2.1.1 Modèle linéaire

Ce modèle a été inspiré par la linéarisation de l'enthalpie par S. Proell [69]. Au lieu d'utiliser un créneau simple telle une impulsion de Dirac comme réalisé par D. Poirier [66], une fonction linéaire est ajoutée à un créneau pour permettre aux sauts des bornes de la zone de transition d'être égaux. Soit la définition de  $\alpha$  :

$$\alpha(T) = \begin{cases} 0 & \text{si } T \leq T_{min} \\ \frac{T - T_{min}}{T_{max} - T_{min}} & \text{si } T_{min} < T < T_{max} \\ 1 & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{II.5})$$

$$\frac{d\alpha}{dT}(T) = \begin{cases} 0 & \text{si } T \leq T_{min} \\ \frac{1}{T_{max}-T_{min}} & \text{si } T_{min} < T < T_{max} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{II.6})$$

Avec :

$T_{max}$  Borne supérieure de la zone de transition [K]

$T_{min}$  Borne inférieure de la zone de transition [K]

$T_{max}$  et  $T_{min}$  sont choisies symétriques de centre  $T_f$ , la température de fusion, pour simplifier le modèle. Un modèle linéaire sera donc référencé par la largeur de sa zone de transition notée  $\Delta T = T_{max} - T_{min}$ . Différentes capacités thermiques apparentes avec des zones de transition de largeurs différentes sous modèle linéaire sont représentées Figure II.2.

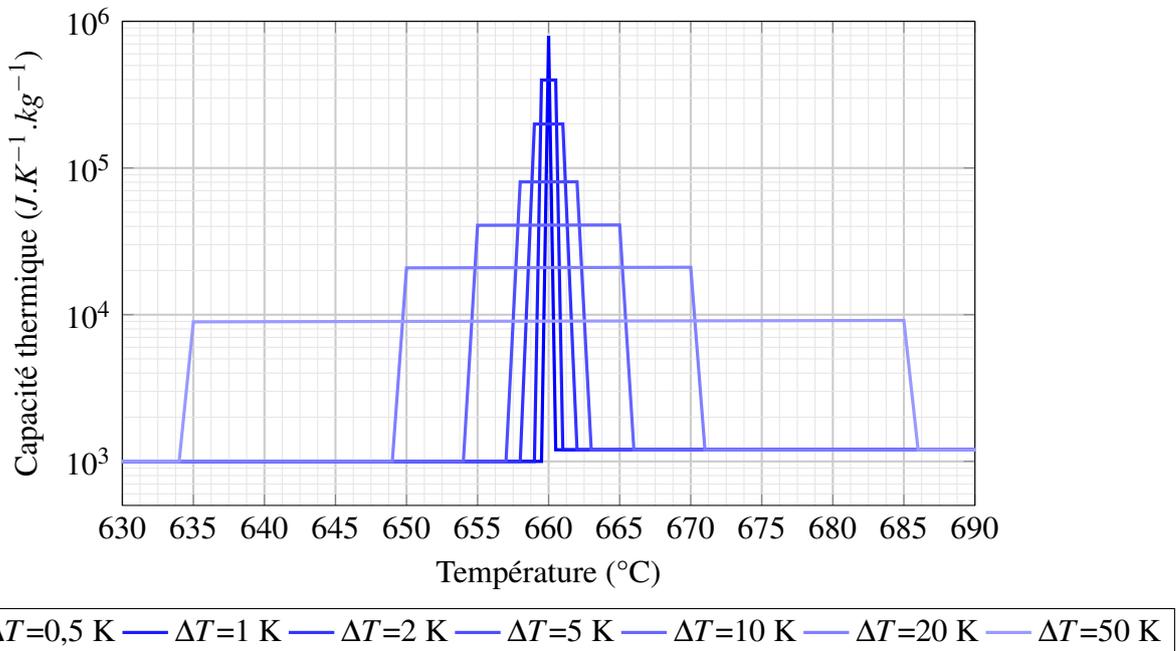


FIGURE II.2 – Différentes capacités thermiques apparentes avec le modèle linéaire pour l'aluminium

### II.2.1.2 Modèle gaussien

Ce modèle utilisé par Y. Pascal [47] et F. Richardeau [70] est utilisé dans le logiciel COMSOL [71]. L'idée est d'utiliser une sigmoïde pour  $c_p(T)$  afin de ne pas avoir de saut. La chaleur latente est répartie autour de la température de fusion par une loi de distribution normale. Par conséquent, le liquidus est la fonction d'erreur. Soit la définition de  $\alpha$  :

$$\alpha(T) = \frac{1}{2} \operatorname{erf}\left(\frac{T - T_f}{\sigma\sqrt{2}}\right) + 0,5 \quad (\text{II.7})$$

$$\frac{d\alpha}{dT}(T) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{T-T_f}{\sigma}\right)^2} \quad (\text{II.8})$$

Avec :

$$\text{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt$$

$\sigma^2$  La variance

[K<sup>2</sup>]

Il peut être observé que  $c_p(T)$  réalisée à partir du modèle gaussien est  $C^\infty$  (indéfiniment dérivable) sur  $\mathbb{R}$  contrairement au modèle linéaire qui n'est que  $C^0$  (continue). Le référencement sur la base de la largeur de la zone de transition est fait sur  $\sigma$  tel que  $\Delta T = 6\sigma$  afin de pouvoir comparer les modèles gaussiens et linéaires. Cette notation provient de F. Richardeau [70]. Dans le cas de l'aluminium, quelques  $c_p(T)$  avec modèle gaussien ont été représentés Figure II.3.

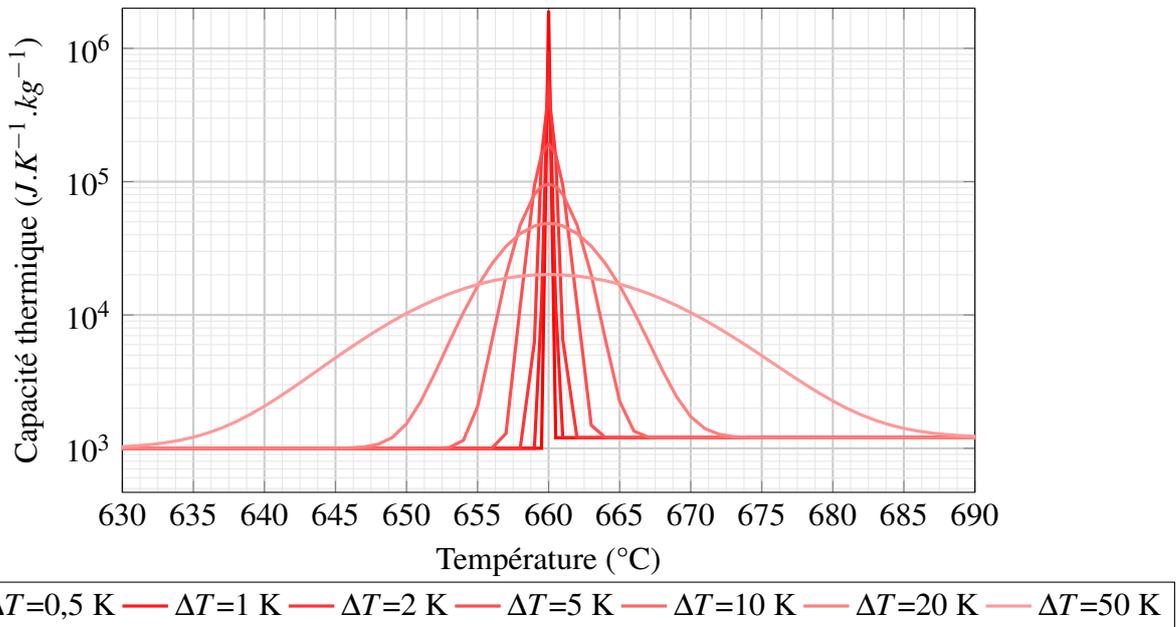


FIGURE II.3 – Différentes capacités thermiques apparentes avec le modèle gaussien pour l'aluminium

## II.2.2 Comparaison des différents modèles

Il est possible de résoudre de façon analytique l'équation de la chaleur avec les deux modèles de capacité thermique apparente dans un cas simple. Soit un système uniquement constitué d'aluminium soumis à une puissance chauffante uniforme  $P$ . La température  $T$  au temps  $t$  peut être obtenue par l'intégration de l'équation II.3 :

$$\int_{T_0}^T \rho c_p(x) dx = \int_{t_0}^t P dx \quad (\text{II.9})$$

Puis, à l'aide de l'équation II.4,

$$\rho c_{p,s}(T - T_0) + \rho \cdot (c_{p,l} - c_{p,s}) \int_{T_0}^T \alpha(x) dx + \rho \cdot L_f \cdot (\alpha(T) - \alpha(T_0)) = P \cdot (t - t_0) \quad (\text{II.10})$$

Avec pour le modèle linéaire :

$$\int_{T_0}^T \alpha(x) dx = \begin{cases} 0 & \text{si } T < T_{\min} \\ \frac{(T - T_{\min})^2}{2(T_{\max} - T_{\min})} & \text{si } T_{\min} \leq T \leq T_{\max} \\ \frac{(T_{\max} - T_{\min})^2}{2(T_{\max} - T_{\min})} & \text{si } T > T_{\max} \end{cases} \quad (\text{II.11})$$

Et pour le modèle gaussien :

$$\int_{T_0}^T \alpha(x) dx = \frac{1}{2\sqrt{2}} \left( \frac{T - T_f}{\sigma} \operatorname{erf}\left(\frac{T - T_f}{\sigma\sqrt{2}}\right) - \frac{T_0 - T_f}{\sigma} \operatorname{erf}\left(\frac{T_0 - T_f}{\sigma\sqrt{2}}\right) \right) + \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\pi}} \left( e^{-\frac{(T - T_f)^2}{2\sigma^2}} - e^{-\frac{(T_0 - T_f)^2}{2\sigma^2}} \right) + \frac{T - T_0}{2} \quad (\text{II.12})$$

La Figure II.4 représente la solution analytique de la fusion d'un système (ici de l'aluminium) pour chaque modèle. La largeur de la zone de fusion  $\Delta T$  a été fixée à 20 °C et hors de cette zone, analytiquement, il n'y a aucune différence entre les modèles. Le choix d'un modèle par rapport à l'autre ne peut se faire sur une différence de résultats dans le cas analytique. Il faut donc un autre argument afin de discriminer un modèle.

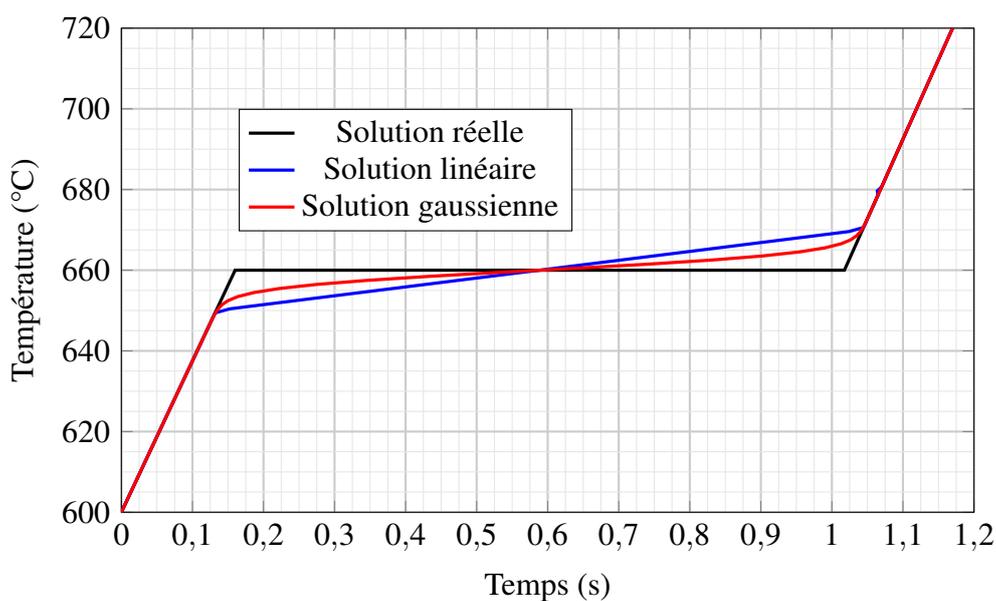


FIGURE II.4 – Exemple de solutions analytiques pour les cas réels, le modèle linéaire et le modèle gaussien

Pour des systèmes plus compliqués, la simulation numérique est employée. Ces simulations utilisent des schémas numériques temporels. Pour trouver la valeur de la température au pas de temps suivant  $T(t + \Delta t)$  lorsque le schéma numérique temporel est implicite, l'équation suivante doit être résolue :

$$G(T(t), T(t + \Delta t), t) = 0 \quad (\text{II.13})$$

Avec :

$$\Delta t \quad \text{Le pas de temps} \quad [\text{s}]$$

Soit un bloc d'aluminium ( $T_f = 660 \text{ }^\circ\text{C}$ ) avec des bords adiabatiques qui est soumis à un échauffement uniforme et constant  $P$  dans tout son volume. En considérant la capacité thermique apparente (II.4), l'équation de la chaleur (II.3) devient :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{P}{\rho c_p(T)} = f(T) \quad (\text{II.14})$$

Dans le cas du schéma d'Euler implicite (BE) qui est le plus simple des schémas implicites et schéma utilisé dans certains cas par ANSYS pour l'équation de la chaleur [53], l'équation (II.3) peut être écrite sous la forme (II.13) :

$$\underbrace{T_{n+1} - T_n - \Delta t f(T_{n+1})}_{G(T_n, T_{n+1})} = 0 \quad (\text{II.15})$$

Avec :

$$T_n = T(t) \quad [\text{K}]$$

$$T_{n+1} = T(t + \Delta t) \quad [\text{K}]$$

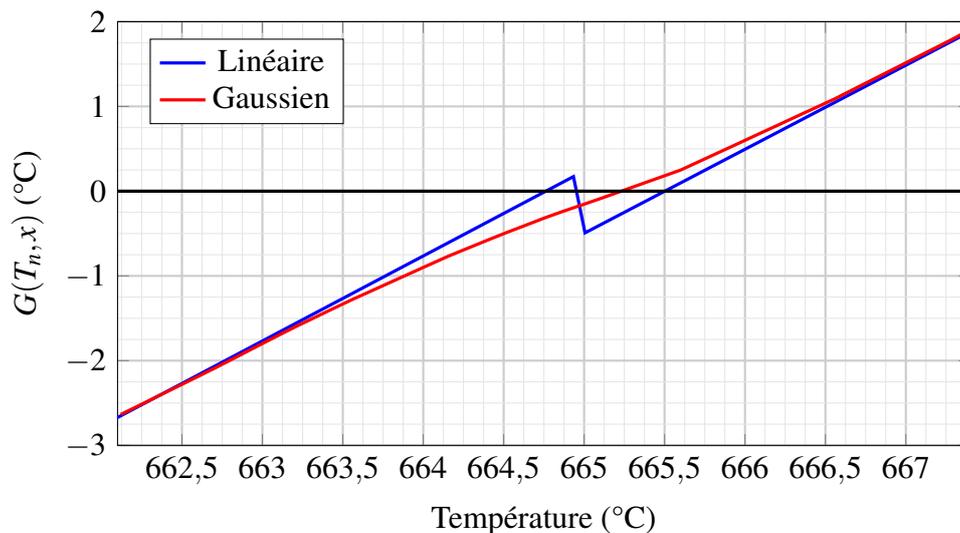


FIGURE II.5 –  $G(T_n, x)$  pour  $\Delta T=10 \text{ K}$ ,  $\Delta t=0,01 \text{ s}$  et  $T_n=664,8 \text{ }^\circ\text{C}$

Cette fonction  $G$  est tracée Figure II.5 dans des conditions particulières près de la sortie de la zone de transition pour les deux modèles. La façon pertinente de représenter  $G$  est ici de

fixer  $T_n = 664,8$  °C et de tracer  $G(T_n, x)$ .  $x$  représente une température et  $G(T_n, x)$  s'annule tel que  $G(T_n, T_{n+1}) = 0$ . La courbe bleue représente le modèle linéaire et la courbe rouge le modèle gaussien. La ligne noire est la droite  $y = 0$ . Ainsi les solutions à  $G(T_n, x) = 0$  sont les points d'intersections entre les courbes de couleurs et la droite noire. Il peut-être observé qu'à la fin de la zone de transition, le modèle linéaire possède un saut là où le modèle gaussien est lisse. Ce saut pose problème lors de la résolution de l'équation  $G(T_n, x) = 0$  par l'algorithme de Newton-Raphson. Lors de l'utilisation du modèle linéaire avec le schéma d'Euler implicite, il a été remarqué que la sortie de la zone de transition pouvait être bloquante dû au saut et empêche donc la température de dépasser  $T_f + \frac{\Delta T}{2}$ .

Ce problème causé par le saut du modèle linéaire pourrait-être résolu par l'ajustement de  $\Delta T$  et  $\Delta t$ . Le saut diminue à mesure que  $\Delta T$  augmente. Au contraire, plus  $\Delta t$  est petit, plus le saut l'est aussi. En effet, soit la fonction  $G(T_n, x)$  :

$$G(T_n, x) = x - T_n - \Delta t f(x) \quad (\text{II.16})$$

Le terme  $f(x)$  est le terme comportant le saut. Ce terme est pondéré par le pas en temps  $\Delta t$ , ainsi plus  $\Delta t$  est petit, plus le saut l'est.

Il est intéressant d'utiliser un modèle qui permet une convergence aisée vers la solution et qui ne risque pas de bloquer l'évolution de la température à une certaine valeur parce que l'échelle de temps est faible et l'intensité de l'échauffement élevée durant un court-circuit. Pour ces raisons, le modèle gaussien est choisi pour ces travaux. Il ne reste plus qu'à ajuster ses paramètres pour minimiser l'erreur commise à chaque pas de temps.

## II.2.3 Ajustement des paramètres

### II.2.3.1 Création de l'erreur par le schéma temporel

Soit un système adiabatique constitué uniquement d'aluminium soumis à un échauffement uniforme. L'équation régissant son augmentation de température peut être écrite de la sorte :

$$\underbrace{\rho c_p(T) dT}_{\text{Augmentation de température}} = \underbrace{P dt}_{\text{Énergie fournie}} = \underbrace{dH}_{\text{Enthalpie}} \quad (\text{II.17})$$

Cette équation est équivalente à l'équation de la chaleur (II.2).

$$\int_{T_n}^{T_{n+1}} \rho c_p(T) dT = \int_{t_n}^{t_{n+1}} dH = \Delta H \quad (\text{II.18})$$

Avec le schéma d'Euler implicite,  $c_p(T)$  est choisi à  $t_{n+1}$  pour une itération temporelle  $[t_n, t_{n+1}]$ . Ainsi,  $c_p(T)$  est pris égale à  $c_p(t_{n+1})$ . Ce qui donne alors avec l'équation (II.18) :

$$\rho c_p(T_{n+1}) \cdot (T_{n+1} - T_n) = \Delta H \quad (\text{II.19})$$

De plus, dans le cas analytique, l'équation (II.18) donne :

$$\int_{T_n}^{T_{n+1}^A} \rho c_p(T) dT = \Delta H \quad (\text{II.20})$$

Avec :

$$T_{n+1}^A \quad \text{La solution analytique pour ce pas de temps} \quad [\text{K}]$$

Les quantités (II.19) et (II.20) peuvent être visualisées sur la Figure II.6. Cette figure représente la partie gauche d'une gaussienne de la Figure II.3 qui est avant la température de fusion. Il est notable que le maximum de  $c_p(T)$  n'est pas exactement atteint en  $T_f$  mais un peu après. Néanmoins, cela ne change en rien le raisonnement suivant. Sur cette partie croissante de  $c_p(T)$ ,  $c_p(T_{n+1})$  est le maximum possible sur l'intervalle  $[t_n ; t_{n+1}]$  et la température sera donc sous-estimée. En effet, le schéma d'Euler implicite intègre l'énergie par une méthode des rectangles par la droite. Sur la Figure II.6, le rectangle rouge représente l'intégration par le schéma numérique alors que l'aire hachurée représente l'intégration réelle.  $T_{n+1}$  est nécessairement plus petit que  $T_{n+1}^A$  car les deux aires sont égales à  $\Delta H$ . À l'inverse, sur la partie décroissante de  $c_p(T)$ ,  $c_p(T_{n+1})$  est le minimum possible sur l'intervalle  $[t_n ; t_{n+1}]$ . Pour obtenir la même valeur d'intégrale entre (II.19) et (II.20), la température doit être surestimée. Ainsi,  $T_{n+1} > T_{n+1}^A$  sur la partie décroissante.

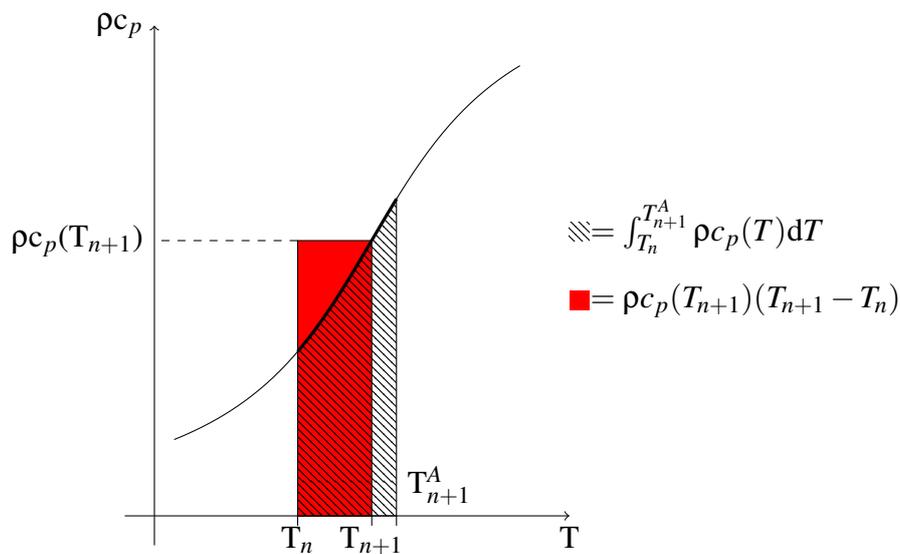


FIGURE II.6 – Schéma d'explication sur la sous-estimation de la température par le schéma d'Euler Implicite

Il est possible de retourner le problème. L'énergie fournie pour le schéma d'Euler implicite est plus élevée que pour l'intégration d'une partie de la gaussienne pour une température d'arrivée donnée dans la partie croissante. Ainsi, l'énergie à fournir est surestimée pour une température donnée. Donc inversement, la température est sous-estimée pour une énergie fournie.

Ce raisonnement est valide pour les schémas temporels implicites et est à inverser (surestimation dans la partie croissante et sous-estimation dans la partie décroissante) pour les schémas explicites. Pour Euler explicite, l'intégration est équivalente à une méthode des rectangles par la gauche.

Si la température est sous-estimée sur la partie croissante et la température est surestimée sur la partie décroissante, les deux parties ne devraient-elles pas se compenser à pas de temps égaux à la fin de la fusion? Il a été vu plus tôt dans l'équation (II.4) que les capacités thermiques solide et liquide ne sont pas égales. Les deux parties ne sont pas complémentaires. Si  $c_{p,s} < c_{p,l}$  alors une simulation avec schéma implicite aura tendance à sous-estimer la température post-fusion. La Figure II.7 met en exergue ce phénomène. La zone de fusion et le pas de temps ont volontairement été choisis plus importants que normalement, de même pour  $c_{p,s}$  et  $c_{p,l}$ . Dans le cas du schéma d'Euler implicite, la zone rouge représente une sous-estimation de la température et l'aire bleue une surestimation. Au contraire, si  $c_{p,s} > c_{p,l}$ , alors le raisonnement inverse s'applique et la température post-fusion sera donc surestimée.

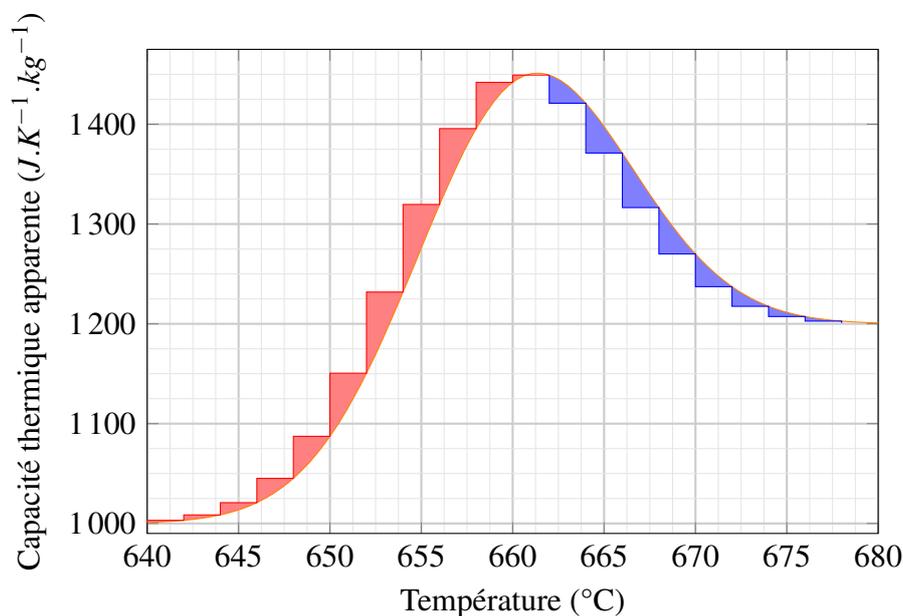


FIGURE II.7 – Erreur créée par le schéma d'Euler implicite

L'erreur peut être réduite en utilisant un pas de temps plus petit lorsque  $|\frac{dc_p}{dT}|$  augmente ou en agrandissant  $\Delta T$ . Comme évoqué précédemment, cette erreur varie en fonction du schéma numérique. ANSYS utilise un schéma trapézoïdale généralisé décrit par Hughes [72] (dans le cadre d'une résolution d'un système du premier ordre). Crank-Nicholson est donc disponible (par défaut sur des cas particuliers) sur ANSYS et utilise le point milieu entre  $c_p(T_n)$  et  $c_p(T_{n+1})$ . Sentaurus TCAD [44] utilise TRBDF2 [73] par défaut qui réalise une itération intermédiaire.

### II.2.3.2 Minimisation de l'erreur

Pour l'ajustement des paramètres, le cas test d'un système adiabatique en aluminium soumis à une génération de chaleur interne uniforme et constante est utilisé. La solution analytique de ce cas est connue et permet donc d'obtenir l'erreur finale en fonction des différents paramètres. L'équation décrivant la température du système est l'équation (II.3). Une simulation thermique transitoire est réalisée sous ANSYS. Le système est soumis à une puissance chauffante  $P$  pendant 1,5 secondes avec un pas de temps variant de  $10^{-7}$  s à  $10^{-2}$  s avec pour schéma temporel Euler implicite. Des modèles avec différentes largeurs de zone de transition  $\Delta T$ , ainsi qu'un modèle sans zone de transition sont comparés à la solution analytique. Les simulations ont été réalisées avec différents pas de temps  $dt$  afin que celui-ci et la quantité d'énergie reçue par pas de temps ( $P \cdot dt$ ) puissent être écartés comme variable. Il a été remarqué que le pas de temps n'avait ici pas un rôle prééminent.

#### II.2.3.2.1 Cas $c_{p,s} < c_{p,l}$

Lors de ces tests, les capacités thermiques massiques  $c_{p,s}$  et  $c_{p,l}$  sont prises constantes pour simplifier les calculs et  $c_{p,s} = 1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et  $c_{p,l} = 1200 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ . La chaleur latente est prise égale à celle de l'aluminium,  $L_f = 397 \text{ kJ.kg}^{-1}$  et la puissance chauffante est de  $P = 2,9 \cdot 10^9 \text{ W.m}^{-3}$ . Les résultats de la simulation sont présentés Figure II.8.

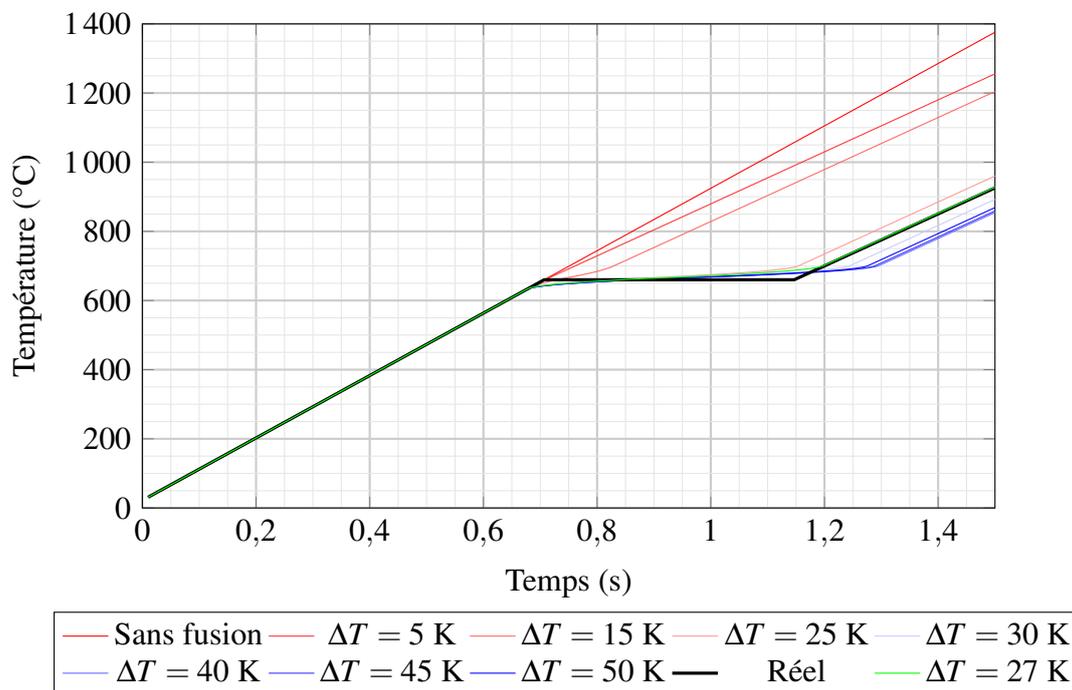


FIGURE II.8 – Température d'un système d'aluminium durant sa fusion avec des modèles gaussiens de différentes largeurs de zone de transition et  $c_{p,s} < c_{p,l}$

Si  $\Delta T$  est trop grand, la température est sous-estimée comme prévu précédemment. Lorsque  $\Delta T$  diminue, la température tend vers la solution analytique jusqu'à ensuite la surestimer. Ce phénomène intéressant où plus le  $\Delta T$  est petit, plus le modèle tend à être "sans fusion" est dû au saut de la zone de transition qui est rapporté par Pham [65]. Il y a potentiellement

un  $\Delta T$  qui permet de réaliser une erreur sur la température post-fusion de moins de 5% entre aucune fusion à sous-estimation de la température. il est préférable d'avoir une surestimation de la température (où les contraintes seront plus importantes) qu'une sous-estimation dans la mesure où ce modèle sera utilisé pour la fusion de l'aluminium dans les cellules SiC MOSFET dans un cadre de fiabilité.

Deux types d'erreurs sont considérées, l'erreur "réelle" à la fin de la simulation et l'erreur absolue :

$$\begin{aligned} Err_{réelle}(\Delta T) &= T_{\Delta T}(t = 1,5 s) - T_{modèle}(t = 1,5 s) \\ Err_{abs}(\Delta T) &= |Err_{réelle}(\Delta T)| \end{aligned} \quad (II.21)$$

Avec :

$T_{modèle}$	La température analytique du modèle	[K]
$T_{\Delta T}$	La température pour $\Delta T$	[K]

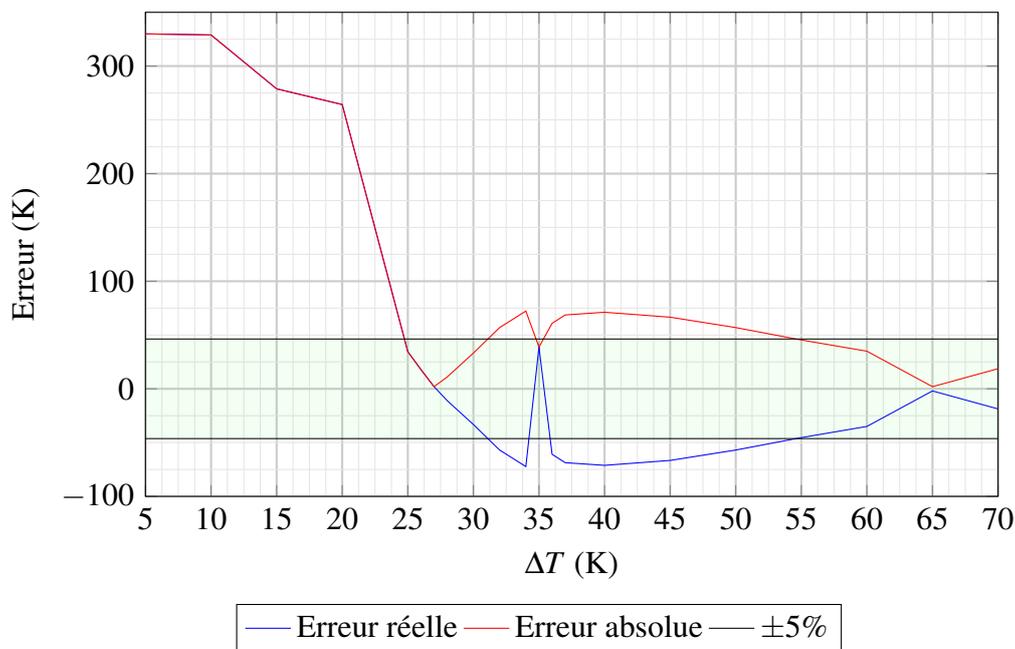


FIGURE II.9 – Erreurs pour différentes largeurs de zone de transition et  $c_{p,s} < c_{p,l}$

L'objectif est de minimiser l'erreur absolue. L'erreur réelle apporte néanmoins l'information de la sur ou sous-estimation. La Figure II.9 présente les deux erreurs en fonction de  $\Delta T$ . Comme observé le schéma temporel sous-estime la température pour une zone de transition longue et au contraire la température est surestimée voire similaire à un modèle sans fusion pour une zone de transition fine. La surface verte représente la zone  $\pm 5\%$ . Les valeurs de  $\Delta T$  comprises dans l'intervalle [25 K ; 31 K] obtiennent une erreur de moins de 5% avec un minimum obtenu pour  $\Delta T = 27$  K. Il est à noter que pour  $\Delta T = 35$  K, l'erreur réelle change de signe en devenant positif pour un petit intervalle. La source de cette anomalie est inconnue mais laisse présumer l'existence de deux autres minimums où l'erreur s'annule autour de  $\Delta T = 34$  K et  $\Delta T = 35$  K. Les valeurs de  $\Delta T$  au dessus de 55 K pourraient être utilisées, mais un  $\Delta T$  le plus

faible possible est préférable afin de rester le plus proche de la physique de fusion qui pourrait se modéliser par un Dirack de capacité thermique massique à la température de fusion.

### II.2.3.2.2 Cas $c_{p,s} > c_{p,l}$

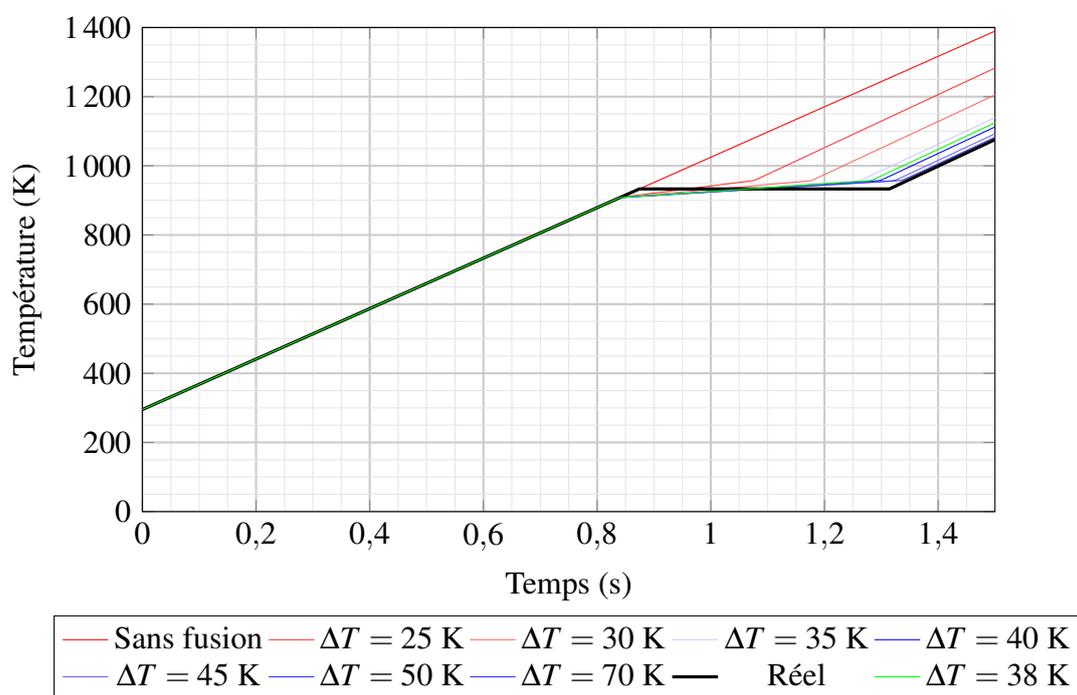


FIGURE II.10 – Température d'un système d'aluminium durant sa fusion avec des modèles gaussiens de différentes largeurs de zone de fusion et  $c_{p,s} > c_{p,l}$

Maintenant,  $c_{p,s} = 1237 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et  $c_{p,l} = 1175 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  sont choisies comme valeurs des capacités thermiques pré et post fusion pour l'aluminium [74], ces valeurs étant plus représentatives de la réalité. La valeur de la chaleur latente reste inchangée telle que  $L_f = 397 \text{ kJ.kg}^{-1}$ . La puissance chauffante a cependant été changée à  $P = 2,5 \cdot 10^9 \text{ W.m}^{-3}$ . Les résultats de la simulation sont présentés Figure II.10.

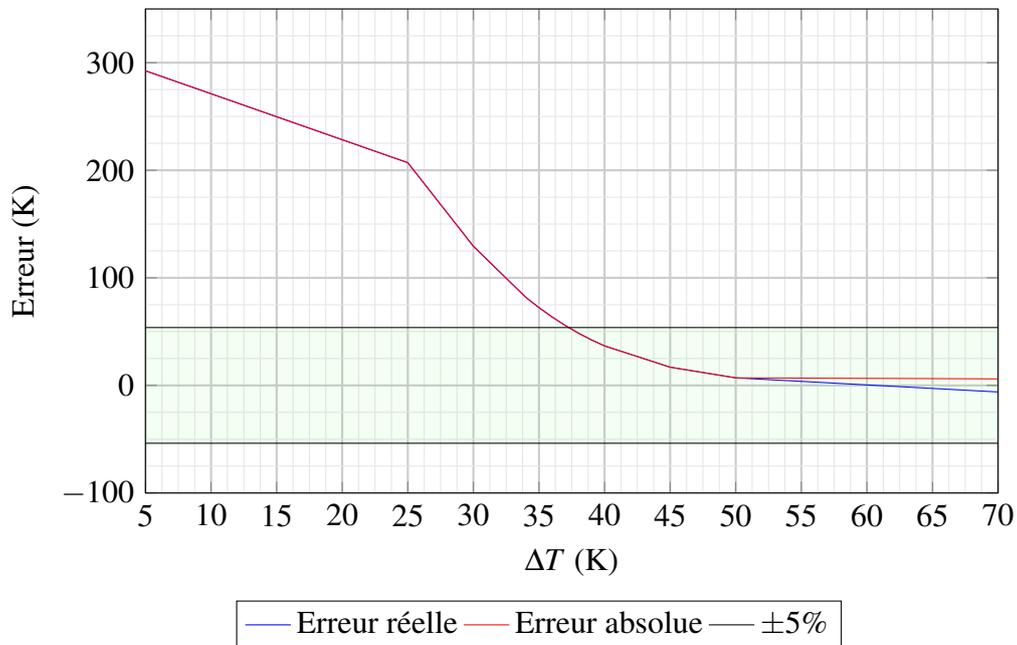


FIGURE II.11 – Erreurs pour différentes largeurs de zone de transition et  $c_{p,s} > c_{p,l}$ .

La Figure II.11 illustre l'erreur de la méthode en fonction de la largeur de la zone de fusion. Contrairement au cas  $c_{p,s} < c_{p,l}$ , l'erreur réelle n'est jamais négative pour  $\Delta T < 50$  K. Ceci est explicable par la résultante d'énergie absorbée plus ou moins grande selon si  $c_{p,s} < c_{p,l}$  ou  $c_{p,s} > c_{p,l}$ . Ce phénomène est expliqué partie II.2.3.1. La première valeur entière de  $\Delta T$  pour laquelle l'erreur est inférieure à 5% est  $\Delta T = 38$  K.

$\Delta T = 38$  K est la valeur retenue de la largeur de la zone de fusion pour la suite des travaux car le cas  $c_{p,s} > c_{p,l}$  est réalisé avec les valeurs réelles des capacités thermiques pré et post fusion de l'aluminium,

La conductivité thermique  $\lambda$  de l'aluminium est également différente entre la phase liquide et la phase solide. Il est donc pertinent d'utiliser le liquidus  $\alpha$  pour réaliser une transition entre  $\lambda_s$  et  $\lambda_l$ , respectivement les conductivités thermiques de la phase solide et liquide. Ainsi, la conductivité thermique au niveau de la zone de fusion peut s'écrire :

$$\lambda = \lambda_s \cdot (1 - \alpha(T)) + \lambda_l \cdot \alpha(T) \quad (\text{II.22})$$

## II.2.4 Intégration dans Synopsis TCAD et ANSYS Mechanical

L'une des forces du modèle de capacité thermique apparente est sa simplicité d'intégration dans n'importe quel logiciel d'éléments finis où il est possible de saisir une capacité thermique variante selon la température.

Il est important de spécifier que Sentaurus TCAD utilise la capacité thermique volumique  $c_v$ , contrairement à ANSYS qui utilise la capacité thermique massique  $c_p$ . La conversion entre les deux se fait par la formule :

$$\rho c_p = c_v \quad (\text{II.23})$$

$\rho$	La masse volumique	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$
$c_p$	La capacité thermique massique	$[\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}]$
$c_v$	La capacité thermique volumique	$[\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}]$

Il conviendra aussi de faire attention aux unités. Dans Sentaurus TCAD,  $c_v$  est en  $\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{cm}^{-3}$ .

La méthode présentée dans ce chapitre permet de modéliser l'absorption d'énergie par la fusion de l'aluminium en faisant varier la capacité thermique apparente de celui-ci autour de la température de fusion. Il est aussi important de modéliser la variation de la capacité thermique massique et de la conductivité thermique de l'aluminium au sein des phases solide et liquide.

La Figure II.12 donne la capacité thermique de l'aluminium tirée de J. E. Hatch [74] avec l'ajout du modèle de capacité thermique apparente.

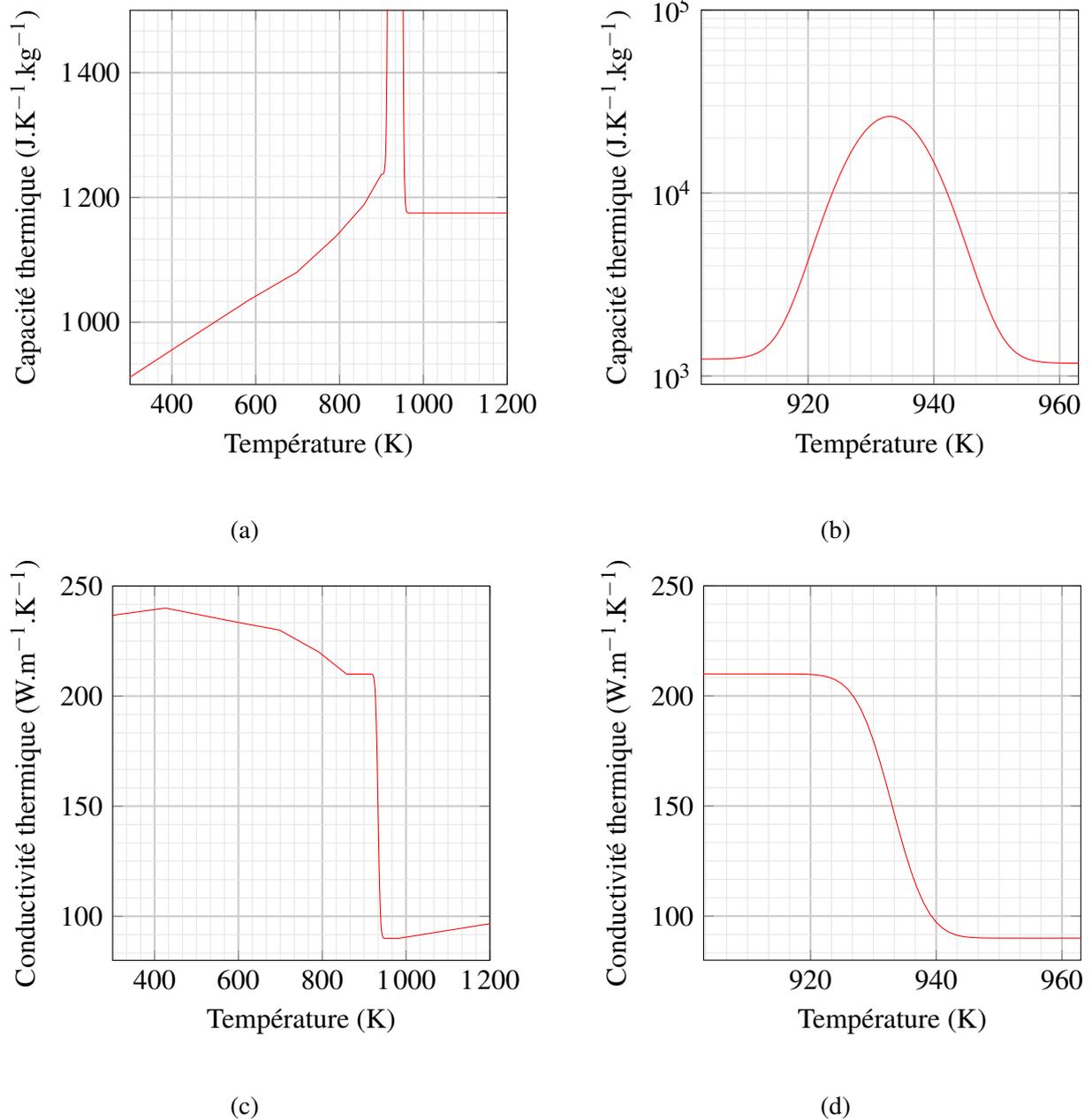


FIGURE II.12 – Capacité thermique de l'aluminium (a) sur tout le domaine de température et (b) proche de la zone de transition. Conductivité thermique de l'aluminium (a) sur tout le domaine de température et (b) proche de la zone de transition.

### II.2.4.1 Sentaurus TCAD

Sentaurus TCAD permet l'ajout d'une capacité thermique dépendante de la température via le fichier comportant les instructions de simulations. Dans le cas d'une simulation sdevice, le nom par défaut de ce fichier est `sdevice_des.cmd`. Dans ce fichier, il est possible de changer les paramètres physiques d'un matériau par la section `Physics` de ce matériau à l'aide de la *Physical Model Interface*. Le modèle `pmi_msc_heatcapacity` permet de renseigner des couples  $(T, c_v)$  dont Sentaurus TCAD fait ensuite une interpolation linéaire par morceaux pour obtenir la capacité thermique volumique en toute température. Il faut renseigner le nombre de points par la ligne `cv_nb_Tpairs`, puis les valeurs des températures et des capacités thermiques par les lignes `cv_Tpn_X` et `cv_Tpn_Y` respectivement. Dans ces dernières expressions, le `n` désigne le numéro du point et les points doivent être classés par ordre croissant de température. En exemple, pour intégrer le modèle de capacité thermique apparente du modèle linéaire avec  $c_{v,s} = 2,7 \text{ J.K}^{-1}.\text{cm}^{-3}$ ,  $c_{v,l} = 3,24 \text{ J.K}^{-1}.\text{cm}^{-3}$  et  $\Delta T = 20 \text{ K}$  sur quatre points, la commande à ajouter est :

```
Physics ( Material = "Aluminum" ){
    HeatCapacity ( PMIModel (
        Name = "pmi_msc_heatcapacity"
        cv_nb_Tpairs = 4
        cv_Tp0_X = 273.15
        cv_TP0_Y = 2.7
        cv_Tp1_X = 923.15
        cv_TP1_Y = 2.7
        cv_Tp2_X = 943.15
        cv_TP2_Y = 3.24
        cv_Tp3_X = 1200
        cv_TP3_Y = 3.24
    ) )
}
```

Ainsi, il faut sélectionner des points sur la courbe de  $c_v(T)$  et les renseigner dans le fichier commande pour intégrer le modèle de capacité thermique apparente avec le modèle gaussien. Afin de ne pas rentrer les valeurs à la main, un script en bash a été fait pour automatiser cette tâche.

### II.2.4.2 ANSYS mechanical

ANSYS Mechanical permet, quant à lui, une intégration aisée par l'interface *workbench*. Il est possible d'importer un tableau  $(T, c_p)$  pour la capacité thermique. Il est aussi possible de rentrer ce tableau par les commandes APDL avec la commande `MP` qui permet de définir une nouvelle propriété pour le matériau [75]. Comme Sentaurus, ANSYS réalise une interpolation linéaire par morceaux.

ANSYS prend une limite de 100 points d'interpolation. Cela peut augmenter l'erreur commise par le schéma numérique. Pour limiter ce défaut, les points d'interpolations peuvent être choisis judicieusement. Soit  $\bar{c}_p(T)$  l'interpolation linéaire par morceaux sur un intervalle fixé de  $c_p(T)$  avec  $\theta = (T_0, \dots, T_n)^T \in \mathbb{R}^{n+1}$  l'ensemble des températures d'interpolation ( $n + 1$  points d'interpolation), l'erreur d'interpolation sur l'intervalle  $[T_i, T_{i+1}]$  est majorée telle que :

$$\|c_p(T) - \bar{c}_p(T)\|_{i,\infty} \leq \frac{(T_{i+1} - T_i)^2}{2} \left\| \frac{d^2 c_p}{dT^2}(T) \right\|_{i,\infty} \quad (\text{II.24})$$

Avec :

$$\|f(T)\|_{i,\infty} = \sup |f(T)| \text{ pour } T \in [T_i, T_{i+1}]$$

L'inégalité (II.24) révèle que le seul levier pour diminuer l'erreur est la taille de l'intervalle  $(T_{i+1} - T_i)$  [76], [77]. Ainsi, lorsque  $\left\| \frac{d^2 c_p}{dT^2}(T) \right\|_{i,\infty}$  est élevée, c'est à dire lorsque  $c_p(T)$  a une importante courbure, il est intéressant de réduire la taille de l'intervalle. La taille de chaque intervalle doit donc être inversement proportionnelle à  $\left\| \frac{d^2 c_p}{dT^2}(T) \right\|_{i,\infty}$  car l'erreur globale n'est que le maximum de cette erreur (II.24).

Selon la norme choisie pour l'erreur, il existe des méthodes reposant sur la minimisation d'une fonction coût par l'algorithme du gradient conjugué permettant l'optimisation de l'emplacement des points [78], [79].

## II.2.5 Conclusion sur la fusion de l'aluminium

Durant un court-circuit sur une cellule SiC MOSFET, les températures dans la métallisation de surface en aluminium peuvent dépasser la température de fusion de ce dernier. Cette fusion permet d'absorber beaucoup d'énergie et si cette absorption d'énergie n'est pas prise en compte, alors la température est grandement surestimée dans la cellule. Cela peut donc aussi mener à une surestimation des déplacements et des contraintes dans la cellule.

Cette section du chapitre a mis en place une méthode permettant la prise en compte de la fusion dans l'équation de la chaleur. Cette méthode est la méthode de capacité thermique apparente. Elle repose sur l'intégration de la chaleur latente dans une expression de la capacité thermique massique dépendante de la température.

Deux modèles de capacité thermique apparente ont été comparés, un modèle linéaire et un modèle gaussien. Pour un souci de convergence, le modèle gaussien a été choisi. L'optimisation des paramètres du modèles a ensuite été réalisée dans le but de réduire au minimum l'erreur commise par cette méthode. Ainsi, dans le cas de l'aluminium de la métallisation de source d'une puce SiC MOSFET, une largeur de zone de fusion de  $\Delta T = 38$  K a été choisie.

## II.3 Passerelle

Dans ces travaux, deux logiciels MEF ont été utilisés : Sentaurus TCAD pour la partie électro-thermique et ANSYS pour la partie thermo-mécanique. Les deux logiciels se justifient dans leur utilisation tout au long de ces recherches. Sentaurus TCAD permet de résoudre des modèles électriques et thermiques couplés à partir des conditions  $V_{GS}$ ,  $V_{DS}$  et des conditions de bord thermique. ANSYS permet quant à lui de résoudre les problèmes mécaniques avec une grande diversité de modèles possibles.

Il n'existe pas de passerelle gratuite et accessible pour le passage des résultats de l'un de ces logiciels vers l'autre. Cette passerelle a été réalisée en Python [80] dans ces travaux et ne fait que le passage de Sentaurus TCAD à ANSYS, non l'inverse. L'objectif de cette passerelle est de transférer les résultats de Sentaurus TCAD à ANSYS soit de réaliser le passage de la simulation électro-thermique à la simulation thermo-mécanique.

La passerelle peut se résumer à la Figure II.13. Les commandes APDL nécessaires pour appliquer la charge désirée au modèle sur ANSYS sont les sorties désirées de cette passerelle. Afin d'écrire ces commandes APDL, il est nécessaire de lire les données provenant de Sentaurus TCAD. Les données de Sentaurus sont séparées en trois : les données de valeurs, les données de maillage et les données géométriques. De même, il est nécessaire de connaître la numérotation interne des noeuds à ANSYS car les commandes APDL s'y appliquent.

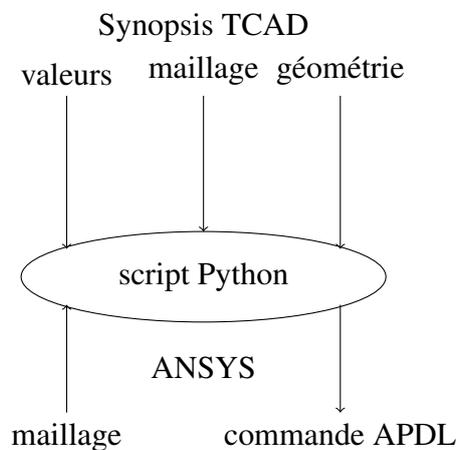


FIGURE II.13 – Schéma simplifié de la passerelle Python entre Sentaurus TCAD et ANSYS Mechanical

Ainsi, les différents fichiers de Sentaurus TCAD et ANSYS comportant maillage, valeurs, géométrie et commandes APDL seront étudiés dans les deux premières sous-parties. La liaison que réalise le script entre les deux logiciels sera ensuite explicitée pour finalement discuter de l'erreur commise par cette passerelle ainsi que de ses limites d'utilisation.

### II.3.1 Données Sentaurus TCAD

Sous Sentaurus TCAD, deux modules sont utilisés dans le cadre de ces travaux de recherche. Le premier module est le module sentaurus structure editor *sde*, il s'agit du module

permettant la création de la géométrie et du maillage. Ce module prend en argument d'entrée un fichier de commande `.cmd` qui est nommé par défaut `sde_dvs.cmd`. Le second module de cette étude est le module sentaurus device `sdevice`. Il s'agit du module qui gère la simulation électro-thermique. Il prend en entrée les données du maillage ainsi que la commande de simulation écrite par l'utilisateur. Cette commande est inscrite dans un fichier `.cmd`, nommé par défaut `sdevice_des.cmd`. Le module `sdevice` est celui qui donne les résultats sur l'échauffement de la puce, sur la densité locale de courant et sur d'autres grandeurs physiques accessibles par la simulation. Les fichiers de sortie sont sous l'extension `.tdr` et sont formatés de façon à ne pas pouvoir être lus avec un éditeur de texte sans traduction. Pour les rendre lisibles, il faut utiliser la commande `tdx -dd input_file.tdr [56]` qui renvoie deux fichiers à partir du `.tdr` : le fichier contenant les valeurs de chaque donnée demandée à chaque noeud en `.dat` et le fichier contenant la façon dont le maillage est organisé en `.grd`

### II.3.1.1 Fichier géométrie `.cmd`

Il s'agit du fichier commande pour le module `sde` [81]. Ce fichier est écrit par l'utilisateur et contient la description de la géométrie avec les différents matériaux et contacts avec les électrodes. Il contient les informations sur les dopages et les commandes de création du maillage. Seule la partie située au début du fichier est exploitée car elle comprend la partie géométrie. Actuellement, la passerelle utilise un repère textuel pour savoir où s'arrêter dans l'importation des commandes de géométrie. Voici un exemple de géométrie qui correspond au modèle d'une puce MOSFET SiC :

```
(sdegeo:set-default-boolean "ABA")

(sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 5 100 0) "SiliconCarbide" "Region_1")
(sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 5 -5 0) "Aluminum" "Region_4")
(define A (sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 2.51 -1.08 0) "Oxide" "Region_20"
))
(define B (sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 3.3 -0.6 0) "Oxide" "Region_21"
))
(define C (sdegeo:create-circle (position 2.51 -0.6 0) 0.48 "Oxide" "Region_23"))
(sdegeo:bool-unite (list A B C))
(sdegeo:create-rectangle (position 0 -0.08 0) (position 2.7 -0.48 0) "PolySi" "Region_3")
```

Pour repérer ce morceau de texte dans le fichier commande, le script Python se base sur deux repères textuels qui sont importants à la syntaxe du fichier `.cmd` pour Sentaurus TCAD. Le premier repère permettant le début de la lecture des données est le repérage du premier `sdegeo`. Il est placé sur la ligne du booléen de superposition ("`ABA`" dans l'exemple précédent) la première fois qu'il est annoncé. Le second repère implique l'arrêt de la lecture du fichier géométrie. Ce second repère est la première occurrence du mot clé `sdedr`.

### II.3.1.2 Fichier maillage `.grd`

Le fichier maillage créé par le module `sde` est constitué de 7 grandes parties : Info, Data, Vertices, Edges, Locations, Elements, Regions. Dans le cadre de ces travaux, seulement les parties Info et Vertices (noeuds) sont utilisées. Ces parties sont suffisantes pour obtenir le nombre de noeuds et leur position. Les parties info et Vertices sont telles que :

```

Info {
  version = 1.1
  type    =
  dimension = Vertices ( n_vertices ) {
  nb_vertices = x_vert1 y_vert1
  nb_edges    = x_vert2 y_vert2
  nb_faces    = ...
  nb_elements =
  nb_regions  = }
  regions    =
  materials  =
}

```

Le cas d'un modèle en 2D est utilisé ici, mais la généralisation  $x$   $y$   $z$  est valide pour le 3D dans la partie `Vertices`. Le repérage des parties `Info` et `Vertices` se fait par repérage textuel.

### II.3.1.3 Fichier résultats `.dat`

Un fichier résultat est constitué de deux parties : `Info` et `Data`. `Info` est très similaire aux données du fichier `.grd`, à cela près que `materials` n'y est pas présent et `datasets` et `functions` y font leur apparition. Les deux derniers renseignent sur les données présentes dans ce fichier. Ces données correspondent aux informations que l'utilisateur a spécifiées dans le fichier de commande. Dans la section `Data`, chaque `Dataset`, chaque lot de données est classé selon sa région. Par exemple, pour le jeu de données `TotalHeat` avec 3 régions :

```

Dataset ("TotalHeat") {
  ...
  validity = [ "Region_1" ]
  Values (n_1) {
  ...
  }
}

```

```

Dataset ("TotalHeat") {
  ...
  validity = [ "Region_2" ]
  Values (n_2) {
  ...
  }
}

```

```

Dataset ("TotalHeat") {

```

```

...
validity = [ "Region_3" ]
Values (n_3) {
...
}
}

```

Là encore, le repérage se fait par les mots clés de la donnée voulue.

Dans `Values` se situent les valeurs concernées aux noeuds de la région. Ici est la grande difficulté de la création de cette passerelle : Comment relier les bonnes valeurs aux bons noeuds ? Il est remarquable que les sommets ne sont pas dans un ordre aléatoire. Ils sont tout d'abord classés par région puis dans leur ordre d'apparition dans le fichier maillage. Par exemple, la troisième valeur de la région 2 est le troisième sommet à apparaître dans la région 2 dans la liste `Vertices` du fichier maillage. Ainsi, si chaque sommet est mis dans l'ordre de la liste `Vertices` puis replacé dans sa région respective, alors les données pourront être collectées.

Une région est associée à un matériau et à une figure géométrique. Il est possible que plusieurs régions se superposent. Le paramètre `default-boolean` permet de déterminer l'appartenance d'un noeud dans une zone où plusieurs régions se superposent. La discrimination des régions pour un noeud se fait selon l'ordre de création des régions. La stratégie du code python est donc de lire du fichier géométrie les caractéristiques des différentes régions en tenant compte de leur ordre de création pour les superpositions potentielles. Le code parcourt ensuite la liste `Vertices` pour déterminer l'appartenance de chaque sommet aux régions afin de les classer pour chaque région.

#### II.3.1.4 Répartition des noeuds Sentaurus TCAD

Afin de lier chaque noeud à ses valeurs de la donnée désirée (`TotalHeat` dans ce cas), il est nécessaire de répartir les noeuds dans leurs régions respectives. Un noeud ne se situe que dans une seule région généralement, mais il est possible qu'un noeud soit sur plusieurs régions, si il se situe sur la frontière entre deux ou plusieurs régions. La position des noeuds dans le fichier de maillage définit aussi leur ordre. Leur ordre d'apparition est l'ordre des données pour chaque région dans le fichier résultat. Par exemple, pour un fichier maillage qui définit les noeuds de la sorte :

```

Vertices ( n_vertices ) {
x_vert1 y_vert1           !Region 1
x_vert2 y_vert2           !Region 1
x_vert3 y_vert3           !Region 2
x_vert4 y_vert4           !Region 2
x_vert5 y_vert5           !Region 1
x_vert6 y_vert6           !Region 2
x_vert7 y_vert7           !Region 1

```

```

    ...
}

```

Avec  $x_{verti}$   $y_{verti}$  les coordonnées du noeud  $i$ . La région d'appartenance est ici ajoutée en commentaire. Les Dataset des régions 1 et 2 du fichier résultat seront tel que :

```

Dataset ("TotalHeat") {
    ...
    validity = [ "Region_1" ]
    Values (n_1) {
        v_1
        v_2
        v_5
        v_7
        ...
    }
}

```

```

Dataset ("TotalHeat") {
    ...
    validity = [ "Region_2" ]
    Values (n_2) {
        v_3
        v_4
        v_6
        ...
    }
}

```

Avec  $v_i$  la valeur de la donnée désirée au noeud  $i$ . Afin de connaître l'ordre des noeuds de chaque région, il faut répartir les noeuds dans chaque région à partir de leur liste.

Afin de répartir les noeuds dans leurs régions, la première étape est d'obtenir les régions. Les régions sont des compositions de forme géométrique simple et le fichier `sde_dvs.cmd` nous donne toutes les informations sur chaque région. Les formes géométriques simples disponibles sont [81] :

- **Le rectangle**, défini par la position de 2 coins.
- **Le polygone régulier**, défini par les coordonnées du centre du cercle circonscrit, le rayon de celui-ci, le nombre de côtés du polygone ainsi que l'angle de départ.
- **Le polygone**, défini par une liste de points. Les points sont les bords du polygone dans l'ordre de la liste. Le dernier point doit-être le premier pour fermer le polygone.
- **Le cercle**, défini par le centre et le rayon.

- **L'ellipse**, définie par son centre, la position du point à l'extrémité du demi-grand axe et le rapport entre le grand axe et le petit axe.

Il est possible de réaliser des figures plus compliquées en combinant plusieurs formes géométriques simples et en utilisant les commandes booléennes sur les ensembles. Soit A et B deux formes géométriques, les commandes pour travailler sur A et B sont : `Unit` pour  $A \cup B$ , `Intersect` pour  $A \cap B$  et `Subtract` pour  $B \setminus (A \cap B)$ .

Parmi toutes les formes simples ci-dessus, il est possible de les catégoriser parmi deux groupes : les formes rectilignes qui sont constituées seulement de droites tel le rectangle ou le polygone et les formes curvilignes constituées exclusivement de courbes tel le cercle ou l'ellipse. Il est bien plus aisé de savoir si un point est situé dans une forme de ce second groupe au vu des définitions des formes curvilignes. En effet, pour un cercle, soient  $(x, y)$  les coordonnées du point  $P$  à tester et  $(x_c, y_c)$  les coordonnées du centre du cercle avec  $r$  le rayon.  $P$  est dans le cercle si :

$$(x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 \leq r^2 \quad (\text{II.25})$$

De même, pour une ellipse de demi-grand axe  $a$  et de demi-petit axe  $b$  :

$$\frac{(x - x_c)^2}{a^2} + \frac{(y - y_c)^2}{b^2} \leq 1 \quad (\text{II.26})$$

Le cas de l'équation II.26 est valable pour le demi-grand axe  $a$  colinéaire à l'axe  $x$  et le demi-petit axe  $b$  colinéaire à l'axe  $y$ . Si  $a$  est colinéaire à l'axe  $y$  et  $b$  est colinéaire à l'axe  $x$ , il suffit d'inverser  $a$  et  $b$  dans l'équation II.26.

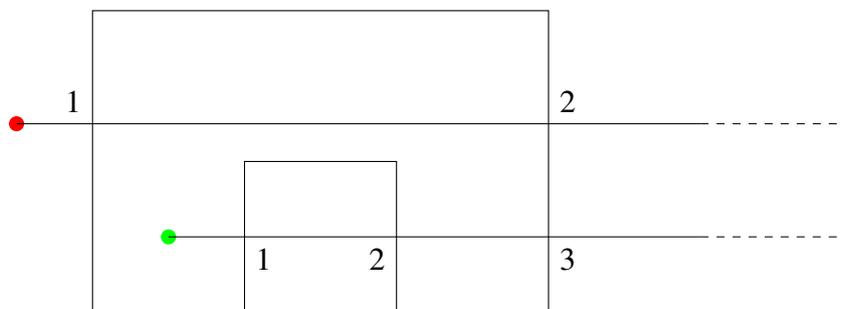


FIGURE II.14 – Test d'appartenance d'un point à une forme géométrique dans le plan.

Le test d'appartenance à une forme est un peu plus compliqué pour les formes rectilignes. Il faut une technique qui fonctionne à la fois pour les rectangles, pour les polygones réguliers et pour les polygones quelconques. Cette technique [82] consiste à compter les intersections entre une demi-droite ayant pour origine le point à vérifier avec les bords du polygone. Si il y a un nombre pair d'intersections, alors le point est à l'extérieur du polygone. À l'inverse, si le nombre d'intersections est impair, alors le point est à l'intérieur du polygone. La Figure II.14 représente bien cette méthode avec un polygone quelconque et deux cas de figure. Informatiquement, la demi-droite est en réalité un segment grand en comparaison des grandeurs

du problème. Cette méthode fonctionne avec toute forme géométrique fermée et elle est une application du théorème de Jordan en topologie [83].

Avec cette méthode, les points sur les bords sont compliqués à tester. Si un point est à l'extérieur, alors il est possible qu'en réalité il soit sur un bord et donc puisse appartenir à la frontière entre deux régions. Dans le cas où un point est trouvé en dehors d'un polygone, une nouvelle vérification différente est réalisée afin de voir si le point est sur l'un des segments constituant les bords du polygone. Si tel est le cas, alors ce point est considéré comme dans le polygone. Le polygone peut donc être considéré comme un ensemble fermé. Au vu des tests II.25 et II.26, le groupe des formes curvilignes considère aussi les frontières comme appartenant aux figures. Les figures de ce groupe sont aussi des ensembles fermés.

### II.3.2 Données ANSYS

ANSYS Workbench a été utilisé lors de cette étude. Il est nécessaire de récupérer le fichier `.dat` contenant les informations du maillage. La commande `nblock, n_dim, n_noeud` permet au code Python d'obtenir le nombre de noeuds. Ensuite, chaque noeud correspond à une ligne de la sorte :

```
n_noeud    x    y    z
```

Il y a ensuite une partie décrivant chaque élément par son matériau et les noeuds le composant. Cette partie n'est pas utile pour l'importation des valeurs d'échauffement à chaque noeud et n'est donc pas traitée par la passerelle.

Le fichier de sortie de la passerelle est un fichier texte comprenant les commandes APDL nécessaires pour appliquer l'échauffement par effet Joule à la structure ANSYS. La commande permettant l'application d'un échauffement à un noeud est :

**BF**, NODE, **HGEN**, Value

Node est le numéro du noeud. Mettre simplement une valeur à la place de Value ne permet pas de créer une dépendance en temps de l'échauffement, il faut donc utiliser les TABLE d'ANSYS. Dans ce cas ci, une TABLE par noeud concerné est réalisée. Pour  $n$  temps, une TABLE de  $n + 1$  lignes et 2 colonnes est créée :

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ t_1 & v_1 \\ \vdots & \vdots \\ t_n & v_n \end{bmatrix} \quad (\text{II.27})$$

Avec :

$$\begin{array}{lll} t_i & \text{Temps } i & [\text{s}] \\ v_i & \text{Génération de chaleur volumique au temps } t_i & [\text{W} \cdot \text{m}^{-3}] \end{array}$$

Pour créer une TABLE de dimension  $n \times 2 \times 1$ , il faut utiliser la commande :

```
*DIM, tab_name, TABLE, n, 1, 1, TIME, ,
```

Le mot clé TIME indique à ANSYS la dépendance en temps. Une fois la TABLE créée, il faut la remplir tel que présenté en (II.27). La TABLE est finalement l'appliquée au noeud désiré par l'instruction :

```
BF, n_node, HGEN, %tab_name%
```

ANSYS réalise par défaut une interpolation linéaire entre chaque valeur renseignée. Le tableau est donc similaire à une fonction linéaire par morceaux.

### II.3.3 Lien entre Sentaurus TCAD et ANSYS

Les parties précédentes expliquent la récupération des données pour chaque logiciel, il faut donc maintenant faire le lien entre ces données. La Figure II.15 met en évidence tous les liens entre fichiers, logiciels et script Python.

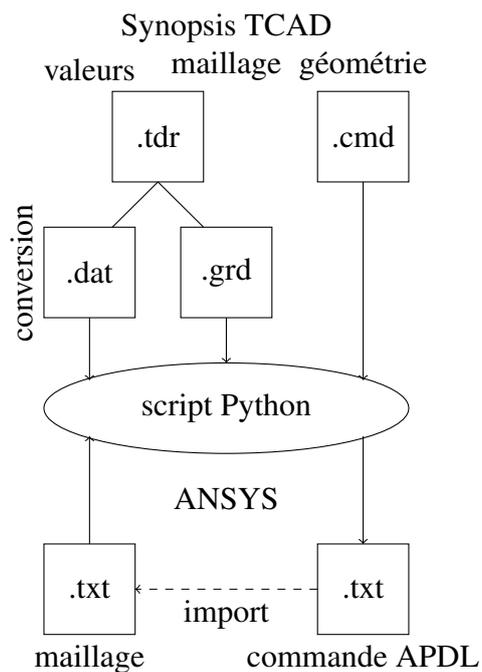


FIGURE II.15 – Schéma de la passerelle Python entre Sentaurus TCAD et ANSYS Mechanical

Le maillage entre la simulation Sentaurus TCAD et la simulation ANSYS n'est pas nécessairement le même, il est donc impossible de seulement transposer les données de Sentaurus vers ANSYS. La solution est de réaliser une interpolation linéaire dans l'espace des résultats Sentaurus sur le maillage ANSYS. Cela s'articule en deux étapes :

- Premièrement, l'interpolation barycentrique des résultats Sentaurus permettant la création d'une nappe.
- Deuxièmement, l'application de cette nappe sur le maillage ANSYS.

Après la lecture des fichiers Sentaurus, chaque noeud possède une valeur pour la donnée voulue. À partir de cette carte de valeurs, une fonction  $f$  peut être créée par une interpolation barycentrique. Cette interpolation se produit elle-même en deux étapes. Tout d'abord, une triangulation de Delaunay [84] est réalisée en utilisant la librairie matplotlib [85] en Python qui utilise le code Qhull [86]. Une interpolation triangulaire est ensuite faite à partir de cette triangulation. Chaque triangle forme un plan d'interpolation linéaire.  $f$  est donc une nappe paramétrée sur le domaine de la cellule MOSFET. Pour chaque noeud ANSYS, la valeur de la nappe paramétrée  $y$  est associée et transmise par le biais de commandes APDL.

Dans la méthode expliquée jusqu'à présent, le fonctionnement était pour des données à un instant donné. Or, durant un court-circuit, l'échauffement n'est pas constant dans le temps. Afin de tenir compte des variations dans le temps, les TABLE ANSYS sont utilisées de la façon décrite en II.3.2. Il suffit donc de récupérer les données à différents instants et de refaire toutes les étapes décrites précédemment. Il est possible de sauvegarder les données à différents instants avec Sentaurus TCAD. Ceci est permis par la commande `plot` dans la section `Solve`. Les fichiers sont ensuite nommés par défaut `sdevice_des_n.tdr` avec  $n$  le numéro caractérisant l'instant de sauvegarde.

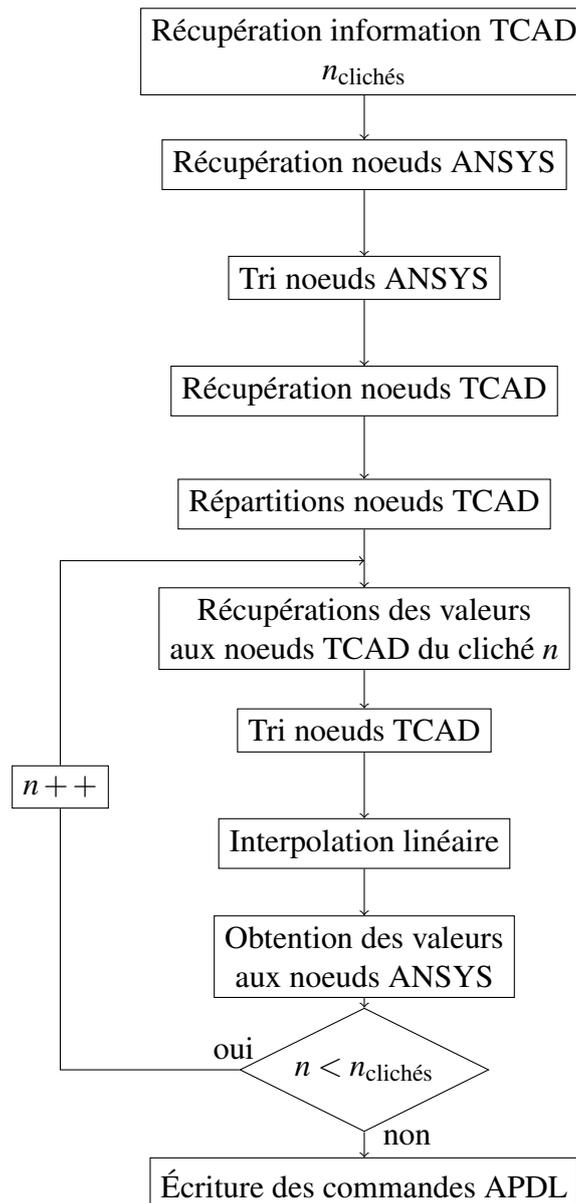


FIGURE II.16 – Synoptique du fonctionnement de la passerelle python

Le fonctionnement du script Python est illustré Figure II.16. Premièrement, les informations du maillage TCAD (nombre de régions, forme des régions, nom des régions, nombre de noeuds, ...) ainsi que le nombre total de cliché  $n_{\text{clichés}}$  sont récupérés. Le maillage ANSYS est importé et un tri est effectué pour ne garder que les noeuds dans la zone renseignée par l'utilisateur. Le maillage TCAD est ensuite récupéré puis réparti en remplaçant les noeuds dans chaque région TCAD. Cette étape est extrêmement importante dans le cadre de ce script car les valeurs à chaque noeud sont données dans chaque région par ordre de création des noeuds. Une bonne répartition des noeuds permet un bon classement qui permet donc d'obtenir les bonnes données à chaque noeud. Une variable  $n$  représentant l'instant actuel est introduite et sert de compteur pour parcourir les différents instants. Pour un instant donné, les valeurs aux noeuds sont d'abord récupérées puis triées pour ne garder que celles dans la zone d'intérêt. Vient l'étape d'interpolation linéaire pour récupérer les valeurs aux noeuds d'ANSYS. Une fois tous les clichés réalisés, le script écrit les commandes APDL nécessaires dans un fichier texte qu'il suffira donc à l'utilisateur d'importer comme commande APDL dans la simulation ANSYS.

### II.3.4 Estimation de l'erreur créée par la passerelle

Soit un exemple de simulation électro-thermique où la génération de chaleur `TotalHeat` est transférée de Sentaurus TCAD à ANSYS. L'exemple est proche des conditions d'un court-circuit à ceci près que la fusion n'est pas considérée. Les caractéristiques des matériaux sont ainsi prises identiques. L'objectif est de comparer la différence de résultats à la fin de la simulation entre les deux logiciels. Si la différence de résultats est trop importante (>5% fixé arbitrairement), alors la passerelle induira des erreurs qu'il faudra estimer pour pouvoir les compenser.

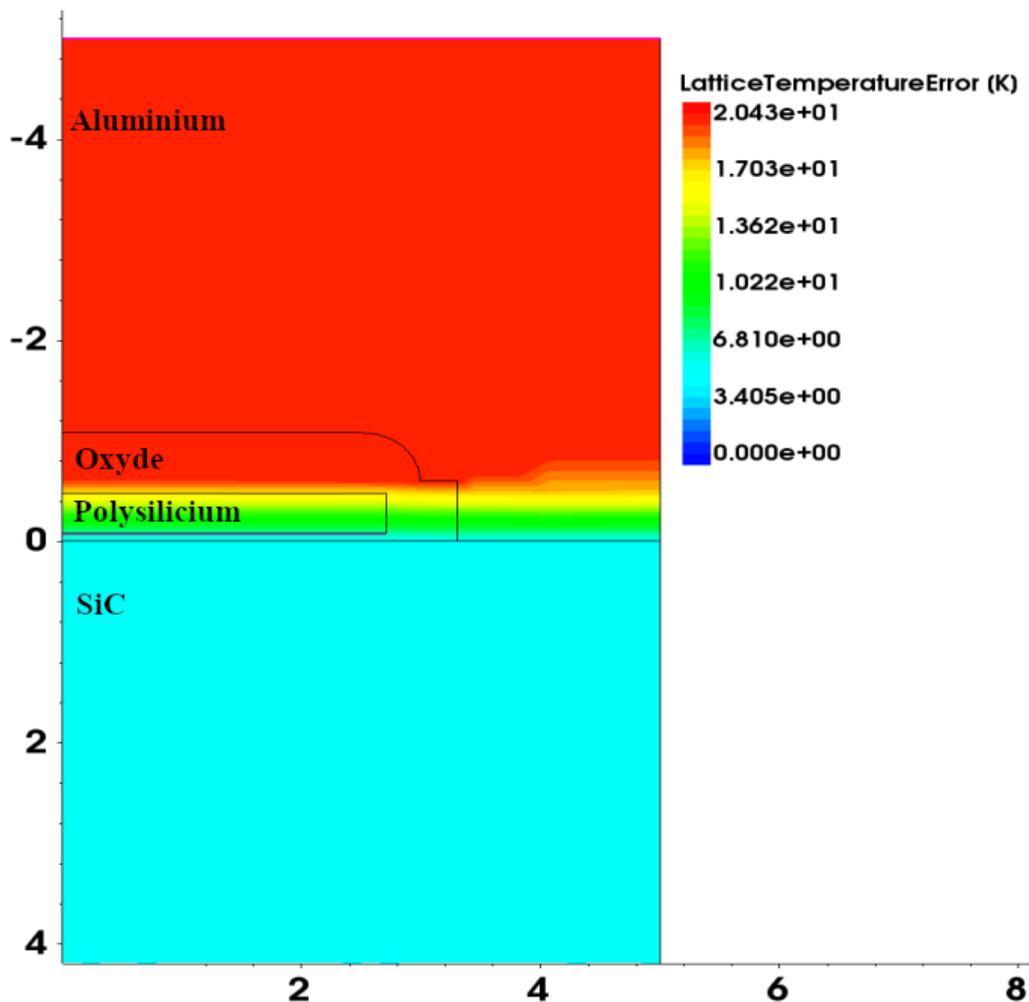


FIGURE II.17 – Différence de température entre Sentaurus TCAD et ANSYS après passage par la passerelle.

Le modèle physique électro-thermique de cet exemple est celui présenté partie III.2 et consiste en un court-circuit de  $15 \mu\text{s}$  avec une tension de grille de  $V_{GS} = 15 \text{ V}$  et une tension de drain  $V_{DS} = 400 \text{ V}$ . La différence de température entre les résultats de Sentaurus TCAD et ANSYS Mechanical sont exposés sur la Figure II.17. L'erreur est maximum au niveau de la surface de la cellule, dans l'aluminium. L'erreur absolue maximale est égale à 20 K pour une augmentation de température de 700 K, ce qui donne une erreur relative de 2,8 %. L'erreur est finalement toujours inférieure à 5%. La passerelle réalisée ne nécessite donc pas de compensation d'erreur.

L'erreur peut s'expliquer par différents facteurs provenant du script de la passerelle ou bien des logiciels eux-mêmes. Les vecteurs d'erreurs potentielles sont :

- **L'interpolation linéaire spatiale du maillage Sentaurus TCAD.** Les points d'interpolation spatiale sont les noeuds du maillage de Sentaurus TCAD et la solution obtenue par calcul d'éléments finis est une approximation discrète à ces noeuds. L'erreur d'interpolation de la solution de Sentaurus devrait donc être nulle car Sentaurus TCAD réalise lui aussi une interpolation linéaire pour tout point entre deux noeuds. Il s'agit d'une interpolation polynomiale d'un polynôme de même degré (1 dans ce cas-ci). Néanmoins, l'interpolation ne se fait pas sur le même maillage, malgré les mêmes noeuds. Les triangles d'interpolation de Sentaurus TCAD et de la passerelle ne sont pas les mêmes. Ceux de Sentaurus TCAD sont réalisés de façon ordonnée tel des rectangles séparés en deux et ceux de la passerelle proviennent de la triangulation de Delaunay. La triangulation de Delaunay exige qu'aucun sommet d'un triangle ne se trouve dans le cercle circonscrit d'un autre. Or, pour des points cocycliques tels que les sommets d'un rectangle, la triangulation de Delaunay n'est pas unique. La Figure II.18 illustre ce point en prenant le cas de 4 noeuds placés en carré dans le plan  $(\vec{x}, \vec{y})$  formant deux triangulations de Delaunay possibles. En noir les arrêtes communes et en orange ou bleu, les arrêtes de l'un ou l'autre maillage. Une fois une valeur appliquée à chacun des sommets, la différence d'interpolation sur les deux maillage devient visible. Cette différence est représentée sur la Figure II.18 avec le maillage réalisé dans le plan  $(\vec{x}, \vec{y})$  et les valeurs placées sur l'axe  $\vec{z}$ . La surface en orange représente la nappe de l'interpolation sur le maillage orange et la surface bleue la nappe de l'interpolation sur le maillage bleu.

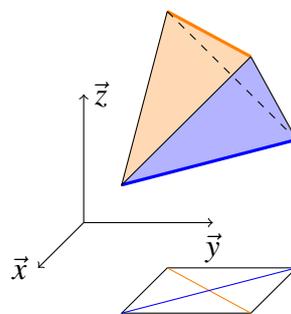


FIGURE II.18 – Effet de la non-unicité de la triangulation de Delaunay. La figure géométrique dans l'espace est un tétraèdre.

- **La non prise en compte de l'échauffement sur l'interface SiC-oxyde.** Cette frontière est soumise à un échauffement extrême dans la région du canal. L'échauffement est un ordre de grandeur au dessus de la zone inter-Pwell sous la grille. Lorsque les valeurs aux noeuds sont transférées à ANSYS, un échauffement a lieu dans la région de l'oxyde. Cette erreur provient sûrement de la difficulté à manier les frontières qui se superposent lors de la création des régions dans le `sde_dvs.cmd`. Or la frontière SiC-oxyde est aussi une frontière aluminium-SiC et aluminium-oxyde par la façon dont est réalisée la géométrie. La solution adoptée pour éviter une sur-génération de chaleur par ce problème a été de définir une zone d'intérêt où les valeurs `TotalHeat` sont récupérées et excluent le reste.

La zone de frontière est hors de la zone d'intérêt. Le problème de frontière est exposé dans la partie II.3.5.

- **La différence de maillage entre Sentaurus TCAD en ANSYS.** Le maillage entre ANSYS et Sentaurus TCAD n'est pas nécessairement le même. Il est, par exemple, moins nécessaire de mailler finement pour ANSYS dans les zones de fort gradient de dopage. À l'inverse, un maillage plus fin proche des zones à fortes contraintes mécaniques est pertinent sur ANSYS, moins sur Sentaurus (si on se limite à une simulation électro-thermique sur ce dernier).

### II.3.5 Limitations actuelles

La passerelle a été réalisée afin de transposer la génération de chaleur de la simulation électro-thermique de Sentaurus TCAD vers la simulation thermo-mécanique d'ANSYS. Certains problèmes rencontrés durant sa création n'ont pas été résolus et restent donc, à ce jour, problématiques pour certains cas de figures.

Le principal problème est évoqué dans le second point de la partie II.3.4 et consiste en la mauvaise lecture des frontières. Ce problème découle de la façon dont chaque point est rangé dans sa région respective, il faut donc tout d'abord expliquer comment se fait ce rangement.

Il existe différents types de frontières dépendants de ce qui se trouve de chaque côté de la frontière et de l'emplacement de ces côtés. La frontière qui pose problème est la frontière exclusive qui est créée par la façon dont sont définies les régions. Si, lors de la définition d'une région, une nouvelle région est définie par dessus (en supposant que le booléen sur l'ordre de construction est ABA) et l'une des anciennes frontières se fait normalement remplacer par une nouvelle frontière et n'a plus aucun contact avec l'ancienne région comme représenté Figure II.19, alors le problème apparaît. Les points de cette frontière exclusive vont être lus par la passerelle comme appartenant aussi à l'ancienne région. Ce problème peut sembler très spécifique, mais dans l'exemple fourni partie II.3.1.1 représentant la cellule SiC MOSFET des chapitres III et IV, l'aluminium possède une frontière exclusive avec la grille, particulièrement la Region\_21. Un extrait est de nouveau présenté ci-dessous :

```
(sdegeo:set-default-boolean "ABA")

(sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 5 -5 0) "Aluminum" "Region_4")
(sdegeo:create-rectangle (position 0 0 0) (position 3.3 -0.6 0) "Oxide" "Region_21"))
```

Sur la Figure II.19, la région 1 est définie comme un rectangle en premier et la région 2 est ensuite définie comme un rectangle de façon à ce que la frontière rouge soit commune aux deux rectangles. Cette frontière rouge est une frontière exclusive et les noeuds sur cette frontière devrait, en théorie, n'appartenir qu'à la région 2. Il est notable que la région 1 et la région 2 possèdent néanmoins 3 frontières partagées.

Ce problème ne sera pas résolu car sa résolution n'apporterait rien à ces travaux ni aux travaux désireux d'obtenir l'échauffement d'une cellule de transistor MOSFET. L'échauffement principal, comme cela sera confirmé par la suite dans le chapitre III, a lieu dans le pincement

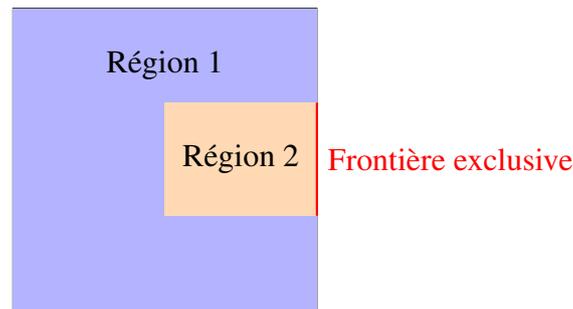


FIGURE II.19 – Exemple de frontière exclusive

de la région JFET. Le pincement JFET est situé dans une région et non sur une frontière. La question se pose tout de même pour l'échauffement dans le canal qui lui, peut avoir lieu sur la frontière. Il a donc été décidé de ne pas tenir compte de cet échauffement sur la frontière. Cette omission n'est pas si pénalisante, pour preuve la faible erreur de moins de 5% après le passage de l'échauffement entre Sentaurus TCAD et ANSYS.

## II.4 Conclusion

Dans le but de réaliser une simulation électro-thermo-mécanique à multi-échelle, des verrous scientifiques et techniques ont dû être levés. Les travaux préalablement réalisés sur les courts-circuits de puce SiC MOSFET montrent que la température au sein de l'aluminium de surface dépasse la température de fusion de l'aluminium, ce qui peut engendrer une sur-estimation de la température si elle n'est pas considérée dans les simulations. Généralement, cette fusion n'est pas prise en compte car elle est considérée comme fatale ou indicatrice de destruction pour la puce [29], [87], [57].

La méthode de la capacité thermique apparente a été choisie pour modéliser la fusion. Cette méthode permet de tenir compte de l'énergie absorbée par la fusion de l'aluminium par le biais de la chaleur latente. Cette méthode est simple à intégrer dans tout logiciel de simulation par éléments finis s'il possède la possibilité de renseigner une capacité thermique dépendante de la température.

Deux modèles différents pour la capacité thermique ont été exposés, le modèle linéaire et le modèle gaussien. Le premier modèle a été écarté par une étude sur l'obtention de la solution pour une itération du schéma d'Euler implicite lorsque la température est proche de la température de sortie de la zone de fusion. La largeur de la zone de transition a ensuite été réglée pour le modèle gaussien en considérant l'erreur de ce modèle sur la température finale d'une simulation d'un bloc d'aluminium adiabatique soumis à un échauffement régulier. La valeur de la largeur de la zone de transition  $\Delta T = 38$  K a ainsi été choisie. Récemment, E. Sarraute [88] utilise cette méthode pour suivre le front de fusion dans l'aluminium avec le modèle gaussien.

Néanmoins, cette méthode de capacité thermique apparente possède quelques inconvénients qui l'écartent rapidement dans des simulations plus complexes. Si le maillage n'est pas assez fin, le front de fusion peut ne jamais tomber sur un noeud et par conséquent la

chaleur latente sera toujours sous-évaluée [66]. De même, l'intégration sous Sentaurus TCAD et ANSYS a été réalisée de façon générique par la modification de la capacité thermique en fonction de la température. Il est possible d'utiliser les outils propres à chaque logiciel pour une meilleure intégration. L'interface C++ pour Sentaurus et les sous-routines FORTRAN pour ANSYS peuvent servir pour l'intégration de la formule analytique voire l'amélioration de ce modèle par la méthode de la capacité effective [66].

D'autre part, une passerelle liant Sentaurus TCAD à ANSYS fut réalisée dans le cadre de cette thèse. Cette passerelle permet de transférer n'importe quelle donnée scalaire d'un certain maillage provenant d'une simulation Sentaurus TCAD vers un autre maillage sous ANSYS. Cette donnée est récupérée à différents instants de la simulation TCAD et est passée sous forme de tableau pour permettre la dépendance au temps. Cette passerelle peut donc servir pour d'autres travaux que celui de transférer les valeurs d'auto-échauffement et est, a priori, la première passerelle de Sentaurus TCAD vers ANSYS mechanical disponible au laboratoire IMS.

Cette passerelle possède des limites. Il n'est pas possible, pour l'instant, d'obtenir les valeurs aux noeuds situés sur des frontières exclusives. Il est possible de rectifier ce problème mais la région d'intérêt pour l'échauffement étant le pincement JFET, le cas simple et fonctionnel est suffisant. De plus, cette passerelle est à sens unique, de Sentaurus TCAD vers ANSYS. La réciproque est possible mais n'a pas été réalisée car elle n'est pas utile dans ces travaux.

Finalement, deux outils ont été présentés durant ce chapitre et seront utilisés dans les chapitres suivants. Le chapitre III réalise un modèle électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET qui utilise les outils développés dans ce chapitre. Ce modèle utilise les logiciels Sentaurus TCAD et ANSYS afin d'obtenir la cartographie des contraintes à partir des potentiels à chaque borne de la cellule.

# Chapitre III

## Modélisation électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET

### III.1 Introduction

Le chapitre précédent a mis en place deux outils qui sont omniprésents dans ce chapitre :

- Une méthode permettant la prise en compte de l'énergie absorbée par la fusion de l'aluminium. Cette méthode est intégrée au modèle électro-thermo-mécanique qui sera présenté durant ce chapitre.
- Une passerelle permettant le passage de résultats depuis Sentaurus TCAD vers ANSYS. Cette passerelle permet notamment le lien des simulations électro-thermiques et thermo-mécaniques.

Lors d'un court-circuit dans une cellule SiC MOSFET, l'intensité du courant crée un fort échauffement sous l'oxyde de grille [29], [30] dans le canal JFET. Un court-circuit est instantané, avec une durée de quelques microsecondes, ce qui limite la diffusion de la chaleur. La chaleur aura donc tendance à être très élevée et très localisée proche de la région du canal JFET. Tel qu'énoncé dans l'état de l'art partie I.3.1 de façon non-exhaustive, les principales défaillances et dégradations lors d'un court-circuit sont : la perte de contact entre le carbure de silicium et l'aluminium, la fusion de l'aluminium de surface entraînant un contact entre la grille et la source, la granulation de l'aluminium, le décollement des fils de câblage et la fissuration de l'oxyde de grille.

Une modélisation numérique multi-physique d'un court-circuit permettrait l'étude de ces phénomènes indépendamment et conjointement. De plus, de nombreuses simulations ne modélisent que des courts-circuits destructeurs [25], [29] sans considérer les dégradations possibles qui réduiraient les performances électriques du composant ou sa durée de vie restante.

L'objectif de cette partie est la réalisation d'une simulation électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET. Les données d'entrées de cette simulation sont les tensions Grille-Source  $V_{GS}$ , Drain-Source  $V_{DS}$  et le temps de court-circuit  $t_{CC}$ . Les données de sorties seront les cartographies électrique, thermique et mécanique de la cellule à différents instants du court-circuit. Cette simulation est réalisée en deux temps. Premièrement, une simulation électro-thermique avec Sentaurus TCAD est effectuée pour obtenir la cartographie de génération de chaleur par effet Joule durant le court-circuit. À l'aide de la passerelle réalisée dans le chapitre II, une simulation thermo-mécanique utilisant cette génération de chaleur est calculée dans un second temps. Le parcours des données, les entrées, la sortie principale et les différentes simulations réalisées sont représentées Figure III.1.

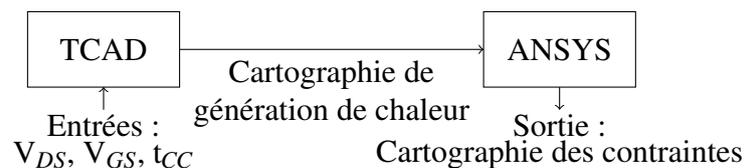


FIGURE III.1 – Organigramme des simulations pour une cellule SiC MOSFET

## III.2 Modèle électro-thermique

La géométrie de la demi-cellule de ces travaux a été inspirée par les travaux de K. Yao [29], J. Liu [30], A. Tsibizov [45] et l'aide du Dr. Luong-Viet Phong du laboratoire AMPERE. Il s'agit d'une cellule tirée d'une puce 1,2 kV avec un courant nominal de 16 A pour  $V_{GS} = 15$  V et pour une surface de 6,25 mm<sup>2</sup>. La Figure III.2 représente une demi cellule SiC MOSFET. La symétrie de la cellule permet d'économiser en calcul. En effet, il est suffisant de ne simuler que la moitié de la cellule. Le métal de source est constitué d'aluminium, la couche diélectrique est du SiO<sub>2</sub>, la grille est en Polysilicium et le semiconducteur est du SiC. Cette cellule est constituée d'une couche de métal de source de 5 μm et d'un cristal de SiC de 174 μm d'épaisseur. La géométrie réalisée est la même géométrie que celle présentée dans la partie II.3.1.1 du chapitre II. Elle est renseignée, avec les matériaux, dans le fichier `sde_dve_des.cmd` par défaut.

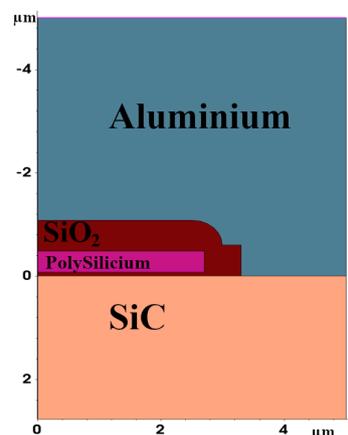


FIGURE III.2 – Matériaux constituant une cellule SiC MOSFET

La Figure III.3 présente les conditions limites de la géométrie. L'origine de l'axe  $y$  est placé au contact entre l'oxyde de grille et le carbure de silicium. La surface libre située à  $y = -5 \mu\text{m}$  est l'électrode de source. Une tension de 0 volt  $y$  est appliquée. La surface située à  $y = 174 \mu\text{m}$ , contact entre le SiC et le joint de brasure, est considérée comme l'électrode de drain et un potentiel  $V_D$   $y$  est appliqué. L'électrode de grille est située au contact entre le PolySilicium et le  $\text{SiO}_2$ , à  $y = -80 \text{ nm}$ . Pour l'aspect thermique, le bord haut de la cellule ainsi que les bords verticaux sont considérés adiabatiques (condition de Neumann). Le bord en contact avec le joint de brasure est considéré comme un puit thermique, la température  $y$  est fixée à 300 K (condition de Dirichlet). Ce modèle est représenté sur la Figure III.3.

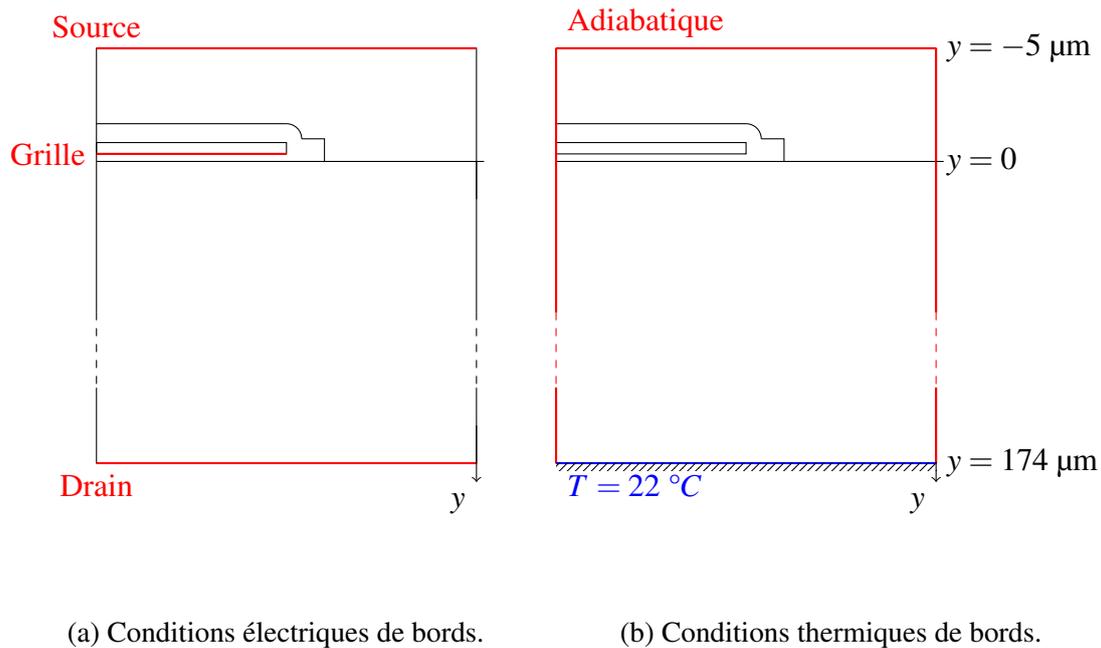


FIGURE III.3 – Schémas du modèle électro-thermique d'une cellule SiC MOSFET.

Pour le modèle électro-thermique résolu par Sentaurus TCAD, il est nécessaire de spécifier dans le fichier de commandes de la simulation, nommé par défaut `sdevice_des.cmd`, les différents modèles à utiliser ainsi que les équations à dérivées partielles à résoudre. TCAD requiert de commencer par renseigner le modèle qui dépend du matériau. Les équations aux dérivées partielles seront renseignées plus tard. Le modèle physique complet résolu par les éléments finis est le suivant :

```
Physics (Material = SiliconCarbide) {
    Fermi
    EffectiveIntrinsicDensity ( OldSlotboom NoFermi )
    Recombination (
        SRH (DopingDependence TempDependence)
        Auger
        Avalanche (Okuto)
    )
    Mobility (
        Enormal (IALMob InterfaceCharge)
```

```

    HighFieldSaturation
    IncompleteIonization
)
IncompleteIonization (
    Split (
        Doping = "NitrogenConcentration"
        Weights = (0.5 0.5)
    )
)
Thermodynamic
TEPower (Analytic)
}

```

La précision `Material = SiliconCarbide` est présente pour permettre un modèle physique différent entre le `SiliconCarbide` et le reste des matériaux. La seule différence entre les deux modèles est l'`IncompleteIonization` qui n'est pas renseignée pour le reste des matériaux et qui pose problème avec le polysilicium. Chaque mot clé de la section physique implique un modèle différent ou une certaine méthode d'obtention de valeur. De plus, la section `Solve` donne en commande les équations à résoudre. Pour la simulation du court-circuit, la commande suivante est employée :

```
Coupled { Poisson Electron Hole Temperature }
```

L'équation de Poisson mentionnée est :

$$\nabla \cdot \epsilon \nabla \phi = -q(p - n + N_D - N_A) - \rho_{\text{piège}} \quad (\text{III.1})$$

Avec :

$\epsilon$	La permittivité électrique du matériau	$[\text{F} \cdot \text{m}^{-1}]$
$\phi$	Le potentiel électrostatique	$[\text{V}]$
$q$	La charge électrique élémentaire	$[\text{C}]$
$n$	La densité d'électrons et de trous libres	$[\text{m}^{-3}]$
$N_D$	La concentration de donneurs ionisés	$[\text{m}^{-3}]$
$N_A$	La concentration d'accepteurs ionisés	$[\text{m}^{-3}]$
$\rho_{\text{piège}}$	La contribution par les pièges et charges fixes à la densité de charge	$[\text{C} \cdot \text{m}^{-3}]$

Le potentiel électrostatique  $\phi$  est obtenu de cette équation. Le mot clé `Fermi` indique que les statistiques de Fermi seront utilisées pour le calcul de  $n$  et  $p$ . Ces statistiques sont plus correctes physiquement que les autres modèles pour des densités de porteurs  $n > 10^{19} \text{ cm}^3$ .

Les mots clés `Electron` et `Hole` impliquent la résolution des équations de continuité pouvant être écrites sous la forme de conservation des charges :

$$\nabla \cdot \vec{J}_n = qR_{\text{net}} + q \frac{\partial n}{\partial t} \quad (\text{III.2})$$

$$\nabla \cdot \vec{J}_p = qR_{\text{net}} + q \frac{\partial p}{\partial t} \quad (\text{III.3})$$

Avec :

$\vec{J}_n$	La densité de courant d'électrons	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-3}]$
$\vec{J}_p$	La densité de courant de trous	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-3}]$
$R_{\text{net}}$	Le taux net de recombinaison	$[\text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}]$

Les densités de courants sont calculées par le modèle Thermodynamic :

$$\vec{J}_n = -nq\mu_n(\nabla\phi_n + P_n\nabla T) \quad (\text{III.4})$$

$$\vec{J}_p = -pq\mu_p(\nabla\phi_p + P_p\nabla T) \quad (\text{III.5})$$

où :

$\mu_n$ et $\mu_p$	La mobilité des électrons et des trous	$[\text{m}^2 \cdot \text{V}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}]$
$\phi_n$ et $\phi_p$	Les potentiels de quasi-Fermi des électrons et de trous	$[\text{V}]$
$T$	La température	$[\text{K}]$

Pour certains matériaux tels que l'aluminium et l'oxyde de grille en dioxyde de silicium, la densité de courant est calculée à partir de l'équation suivante :

$$\nabla \cdot \left( \frac{1}{r} (\nabla\phi_M + P\nabla T) \right) = 0 \quad (\text{III.6})$$

Avec :

$r$	La résistivité électrique du matériau	$[\Omega \cdot \text{m}]$
$\phi_m$	Le potentiel de quasi-Fermi du matériau	$[\text{V}]$

La résistivité  $r$  dépend de la température par la formule suivante :

$$r = r_0(1 + \alpha_T(T - 273)) \quad (\text{III.7})$$

Avec :

$r_0$	La résistivité électrique du matériau à $T = 273 \text{ K}$	$[\Omega \cdot \text{m}]$
$\alpha_T$	Le coefficient thermique	$[\text{K}^{-1}]$

Pour le cas particulier de l'oxyde et de l'aluminium,  $\alpha_T = 4,5 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ .

Une dépendance de la densité de courant est observable dans les équations III.4, III.5 et III.6, et donc du courant de drain au gradient de température. Ainsi, le courant électrique dépend de la température non seulement par des caractéristiques internes des matériaux pouvant varier avec la température mais aussi par le gradient de température.

Le mot clé `TEPower (Analytic)` indique le calcul de  $P_n$  et  $P_p$  par les formules analytiques de puissance thermo-électrique [44]. Sans ce mot clé, le  $P_n$  et  $P_p$  seraient pris sur des valeurs expérimentales qui ne sont valides que pour des températures entre 250 K et 500 K.

Le mot clé `Temperature` dans la section `Solve` ajoute l'équation de la chaleur à résoudre. La température  $T$  de la lattice est calculée par le modèle `Thermodynamic` :

$$\begin{aligned} \frac{\partial c_v T}{\partial t} - \nabla \cdot \lambda \nabla T = & -\nabla \cdot [(P_n T + \phi_n) \vec{J}_n + (P_p T + \phi_p) \vec{J}_p] \\ & - \frac{1}{q} (E_C + \frac{3}{2} kT) (\nabla \cdot \vec{J}_n q R_{net,n}) - \frac{1}{q} (-E_V + \frac{3}{2} kT) (-\nabla \cdot \vec{J}_p - q R_{net,q}) \end{aligned} \quad (\text{III.8})$$

Avec :

$\lambda$	La conductivité thermique	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$c_v$	La capacité thermique volumique de la lattice	$[\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}]$
$E_C$ et $E_V$	Respectivement les énergies de bandes de conduction et de valence	$[\text{J}]$
$k$	La constante de Boltzmann	$[\text{J} \cdot \text{K}^{-1}]$
$R_{net,n}$ et $R_{net,q}$	Les taux de recombinaison net des électrons et des trous	$[\text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}]$

Il est possible de faire un lien avec l'équation de la chaleur donnée dans le chapitre précédent :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot \lambda \nabla T = P \quad (\text{III.9})$$

Avec :

$P$	Une puissance volumique	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-3}]$
-----	-------------------------	----------------------------------

Le terme de droite de l'équation (III.8) est le  $P$  de l'équation (III.9), les deux équations ne sont en réalité que la même équation de la chaleur. Les données récupérées dans la partie II.3.1 sont les valeurs de ce membre de droite, notées `TotalHeat`.

Les données électro-thermiques des matériaux présents dans ce modèle sont présentées dans le Tableau III.1 et proviennent de la base de données de Sentaurus TCAD. Pour l'aluminium, le modèle de capacité thermique apparente décrit dans la partie II.2.1 est utilisé. Ainsi, les propriétés de l'aluminium dépendent de la température par la fonction liquidus qui décrit la part de liquide. Le tableau III.1 donne les valeurs des paramètres à 300 K. Tous ces paramètres varient avec la température. Par exemple, les modèles de mobilité sont intégrés dans la section physique du fichier commande et expliqués en [44].

Matériaux	$\epsilon_r$	$\mu_n$	$\mu_p$	$r_0$	$\lambda$
Aluminium	0	$\emptyset$	$\emptyset$	$2,45 \cdot 10^{-8}$	Chapitre II
SiO <sub>2</sub>	3,9	$\emptyset$	$\emptyset$	$3 \cdot 10^7$	1,4
Polysilicium	11,7	$1,417 \cdot 10^{-1}$	$4,705 \cdot 10^{-2}$	$\emptyset$	150
Carbure de silicium	9,66	$9,5 \cdot 10^{-2}$	$1,25 \cdot 10^{-2}$	$\emptyset$	Équation III.10

TABLEAU III.1 – Paramètres électro-thermiques des matériaux présents dans la cellule SiC MOSFET

Avec :

- $\epsilon_r$  La permittivité électrique relative au vide du matériau telle que  $\epsilon = \epsilon_0 \epsilon_r$  [–]  
 $\epsilon_0$  La permittivité électrique du vide [F · m<sup>-1</sup>]

La conductivité thermique du carbure de silicium provient d'une formule utilisée par Sentaurus TCAD. Pour le cas du SiC, cette formule est :

$$\frac{1}{\lambda} = \frac{1}{2,5} \cdot 10 + \frac{1}{2,75} T \cdot 10^2 + \frac{1}{1,3} T^2 \cdot 10^4 \quad (\text{III.10})$$

Les équations (III.4), (III.5) et (III.8) révèlent les liens entre thermique et densité de courant. Les équations (III.4) et (III.5) montrent qu'un courant électrique peut être induit par une différence thermique. L'équation (III.8) implique une variation de température (variation positive ici) par le passage de courant.

Comme cela peut être observé dans des simulations déjà réalisées [25], [29], l'aluminium atteint son point de fusion pour des courts-circuits de durée  $t_{cc} = 15 \mu\text{s}$  avec une tension drain-source de  $V_{DS} = 400 \text{ V}$ . La méthode de capacité thermique apparente explicitée partie II.2.1 est donc utilisée pour modéliser ce phénomène.

### III.3 Modèle thermo-mécanique

Une fois la simulation électro-thermique sur Sentaurus TCAD réalisée, la génération de chaleur est transférée par la passerelle de la partie II.3 à ANSYS pour réaliser une simulation thermo-mécanique. Pour les conditions de bords thermiques, elles sont identiques à la simulation précédente (Figure III.3 (b)). En revanche, comme la génération de chaleur provient des résultats TCAD, elle est insérée sous forme de condition de génération de chaleur interne. Tout le second membre de l'équation (III.8) est ainsi utilisé comme source de chaleur par l'intermédiaire des commandes APDL.

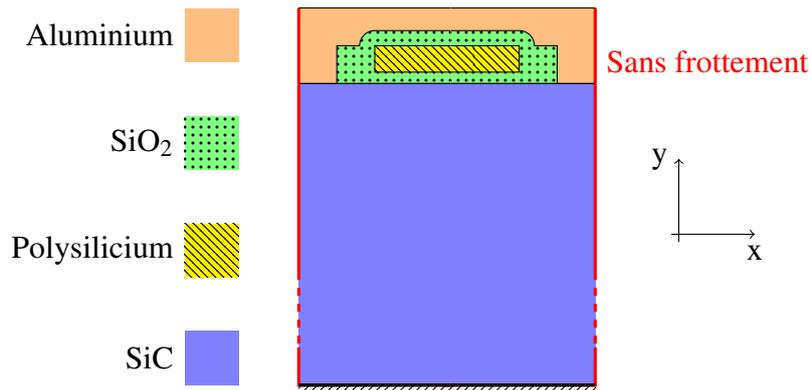


FIGURE III.4 – Schéma mécanique d'une cellule SiC MOSFET

La Figure III.4 représente les conditions limites du modèle mécanique. Le bord inférieur de la cellule est considéré comme une liaison encastrement. Cette bordure ne subit pas de mouvement et représente le contact avec le reste de la puce car la chaleur n'est localisée que dans les environs du canal JFET. Les bords verticaux, en rouge sur la Figure III.4 sont considérés comme des supports sans frottements. Algébriquement, cela se traduit par :

$$\begin{aligned} U_x &= 0 \\ U_y &= 0 \\ U_z &= 0 \end{aligned} \quad (\text{III.11})$$

Pour l'encastrement.

$$U_x = 0 \quad (\text{III.12})$$

Pour le support sans frottements.

Avec :

$$U_{x,y,z} \quad \text{Le déplacement selon } x, y \text{ ou } z \quad [\text{m}]$$

Les contacts entre les différents corps sont des contacts sans séparations. Il pourra être noté que la cellule n'est pas une demi-cellule. D'un point de vue mécanique, les conditions de bords sur ce modèle étaient toujours valides en demi-cellule avec un glissement sans frottement,

modélisant un plan de symétrie au niveau du bord qui est l'axe central de la cellule. Cela posait néanmoins soucis dans le chapitre IV car l'application de conditions de bords en déplacements créait des points singuliers de contraintes dans l'oxyde de grille.

La résolution du modèle thermo-mécanique se fait en deux étapes. ANSYS résout d'abord l'équation de la chaleur puis importe les résultats dans une autre simulation pour la résolution mécanique.

Tous les matériaux sont considérés comme isotropiques et homogènes. Les paramètres physiques requis pour la résolution mécaniques sont présentés dans le Tableau III.2. La capacité thermique de l'aluminium est dépendante de la température et est représentée dans la partie II.2.1, Figure II.12 (a). Le coefficient de dilatation thermique (CDT) est lui aussi sensible à la température et les données proviennent de A. Wilson [89]. Les propriétés du polysilicium et du dioxyde de silicium ( $\text{SiO}_2$ ) proviennent de [90]. Pour le 4H-SiC, les caractéristiques physiques proviennent du fichier paramètres `4HSiC.par` fourni par Sentaurus TCAD ainsi que de S. Mahajan [91].

Matériaux	Densité ( $kg.m^{-3}$ )	Capacité thermique ( $J.K^{-1}.kg^{-1}$ )	CDT $10^{-6}K^{-1}$	Module d'Young ( $GPa$ )	Coefficient de Poisson
Aluminium	2700	$C_p(T)$	22-37,2	73	0,33
$\text{SiO}_2$	2190	725	0,55	73	0,155
Polysilicium	2328	700	2,6	160	0,22
Carbure de silicium	3217	756	4	480	0,14

TABLEAU III.2 – Paramètres physiques des différents matériaux du modèle

Pour la simulation mécanique, l'élément `PLANE183` est choisi. La géométrie de la structure en doigt des cellules SiC MOSFET possède deux conditions importantes : la dimension de la structure en  $z$  (normale au plan de la Figure III.4) est largement supérieure aux deux autres (pour la cellule, pas la puce) : les sollicitations sont dans le plan  $(x, y)$  et ne varient pas le long de  $(\vec{z})$  et les déformations le long de  $(\vec{z})$  sont nulles. Ces conditions permettent d'utiliser l'hypothèse de déformations planes qui permet de poser [92] :

$$\epsilon_{zz} = \epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = 0 \quad (\text{III.13})$$

Ce qui permet ensuite d'écrire :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{pmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & (1-2\nu)/2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{III.14})$$

Avec :

$\sigma_{xy}$	Les contraintes	[Pa]
$\varepsilon_{xy}$	Les déformations	[-]
$E$	Le module d'Young	[Pa]
$\nu$	Le coefficient de Poisson	[-]

Les contraintes résiduelles ne sont pas prises en compte car elles sont, pour un 4H-SiC MOSFET plan, de l'ordre de 10 MPa [93], soit peu en comparaison des contraintes dues au court-circuit dans la cellule qui peuvent atteindre les 1 GPa [57].

### III.4 Exploitation des simulations

Une simulation électro-thermo-mécanique avec les paramètres suivants est réalisée :  $V_{DS} = 400$  V,  $V_{GS} = 15$  V et  $t_{CC} = 15$   $\mu$ s.

#### III.4.1 Résultats électro-thermiques

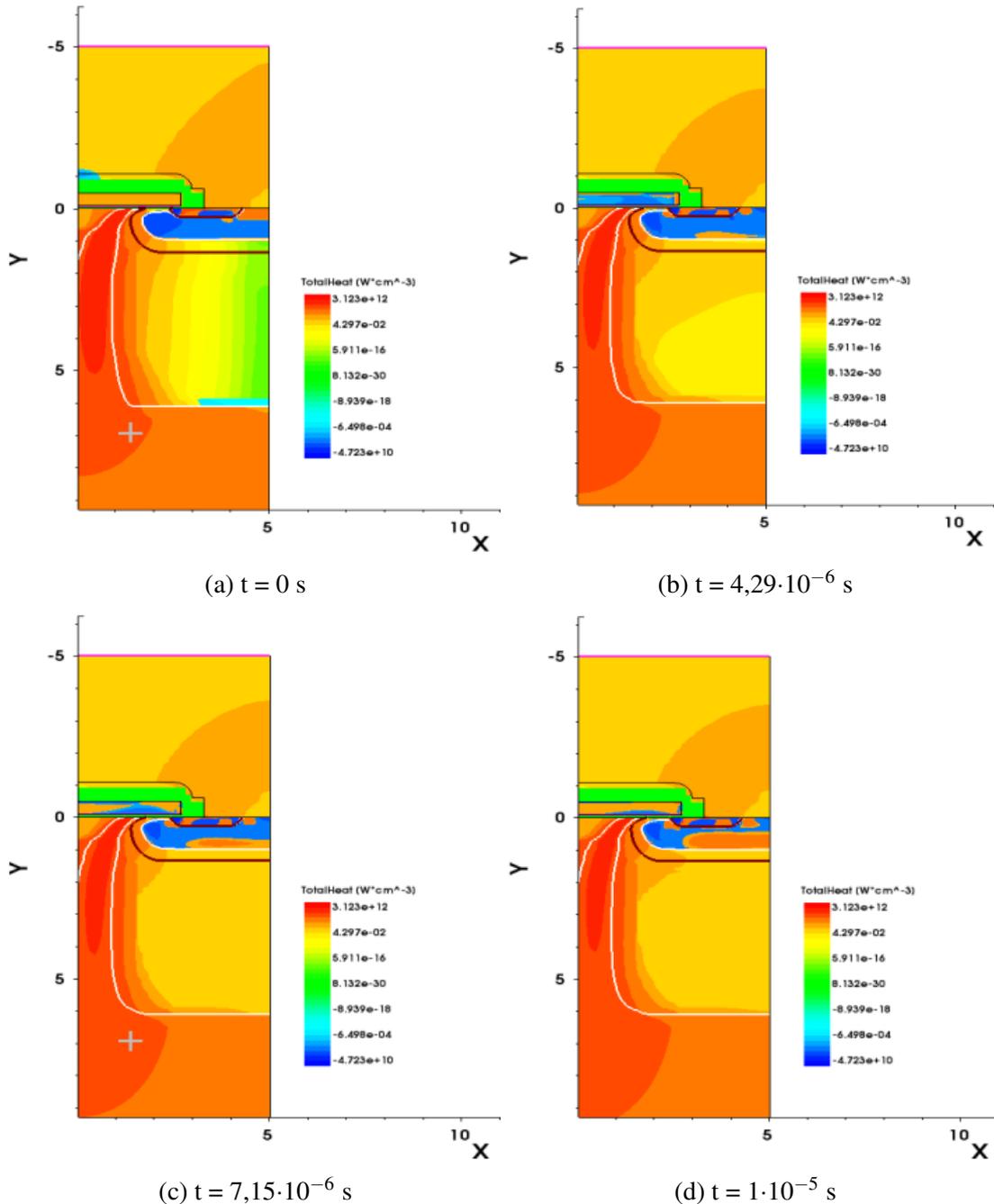


FIGURE III.5 – Génération de chaleur à différents instants du court-circuit sous Sentaurus.

La génération de chaleur `TotalHeat` est représentée à quatre instants différents dans la Figure III.5. Il est ainsi observable, en confirmation des simulations réalisées dans d'autres travaux [29], [45], [94], que le pincement JFET est la région présentant une génération de chaleur prédominante dans la cellule durant le court-circuit.

Pour l'aspect thermique, la Figure III.6 représente la cartographie thermique de la zone supérieure de la puce à la fin du court-circuit  $t = 15 \mu\text{s}$ . L'oxyde de grille est un mauvais conducteur thermique en comparaison au carbure de silicium. Ainsi, une concentration de chaleur se situe sous cet oxyde de grille car la génération de chaleur est principalement localisée dans le canal JFET. L'aluminium monte donc en température majoritairement par la zone de contact SiC-Aluminium, ce qui donne ces fronts de température sur chaque côté de l'oxyde.

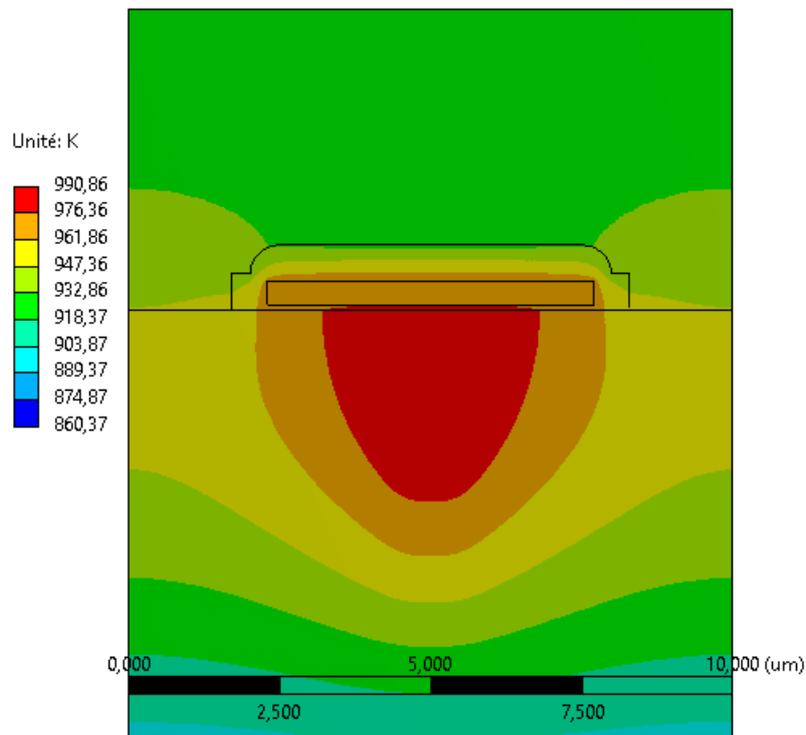


FIGURE III.6 – Cartographie thermique de la zone supérieure de la cellule SiC MOSFET à  $t = 15 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

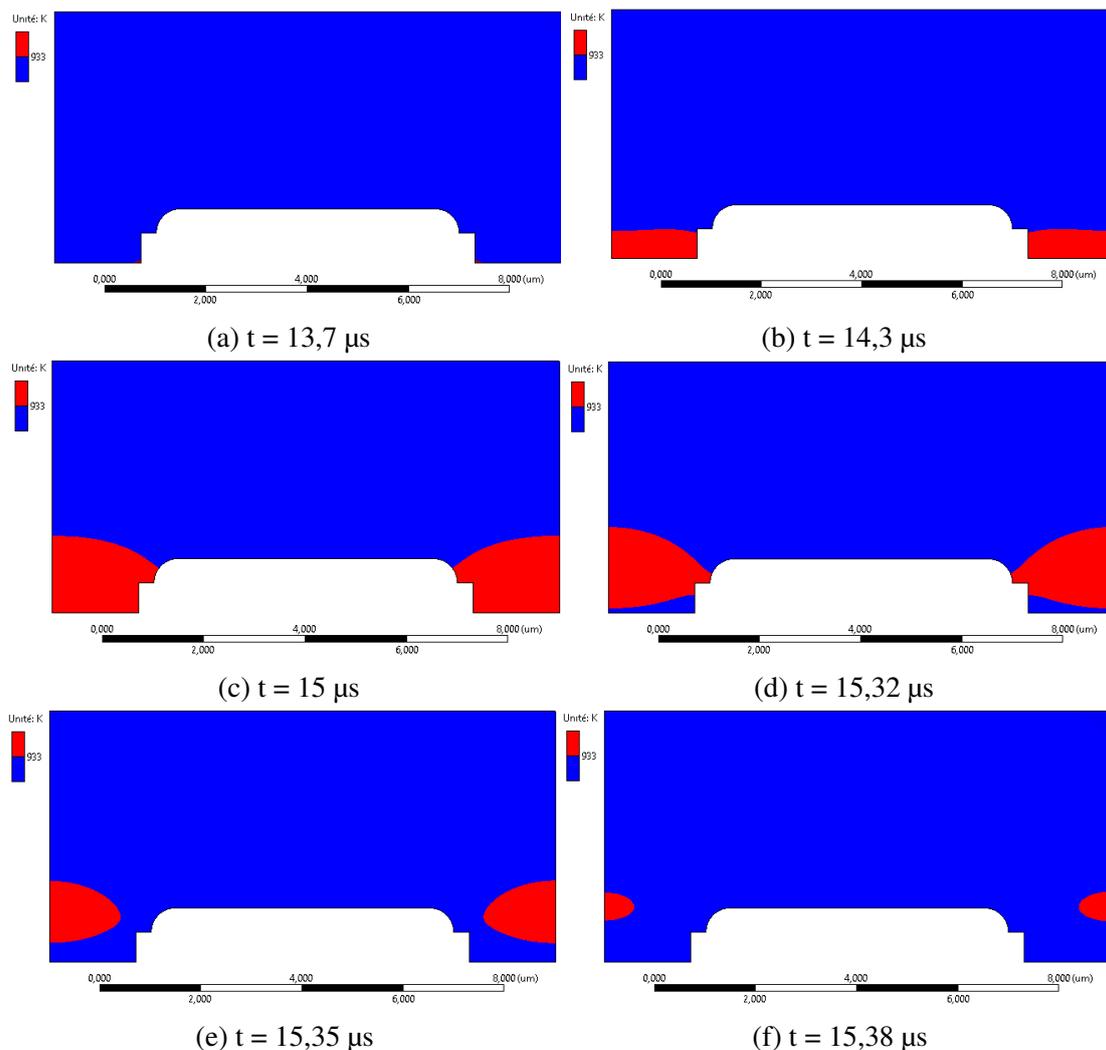
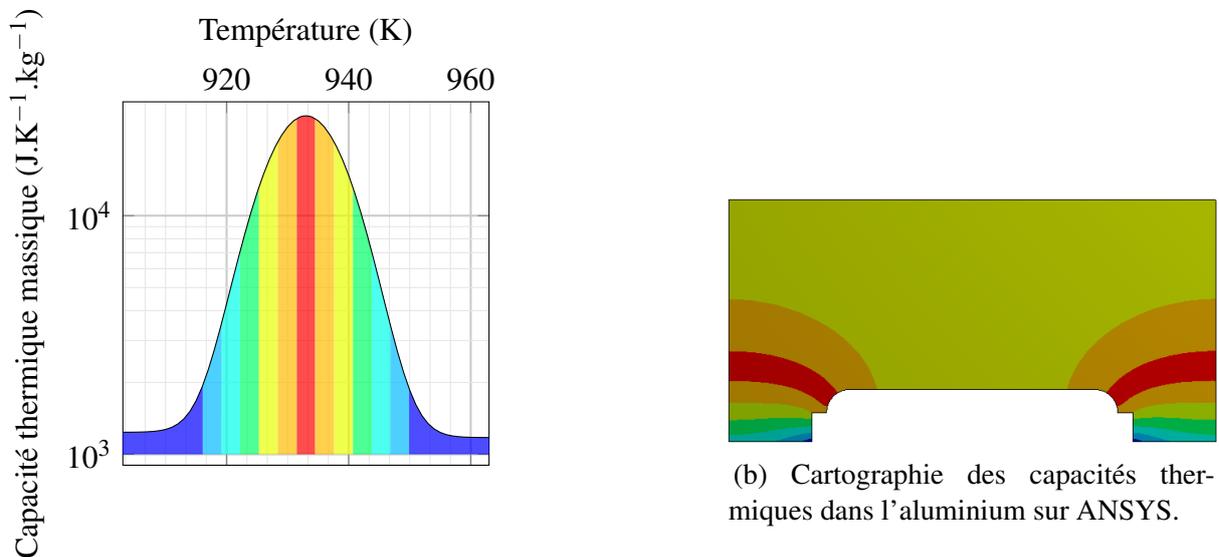


FIGURE III.7 – Cartographie des phases de l'aluminium à différents instants sur ANSYS avec  $t_{CC} = 15 \mu\text{s}$ .

Il est possible de suivre le front de fusion qui est l'interface entre liquide et solide. L'interface solide-liquide est fixée à 933 K. Au dessus de 933 K, l'aluminium est considéré liquide et au dessous il est considéré solide. La Figure III.7 représente cette frontière à différents instants à partir de  $t = 13,7 \mu\text{s}$ , instant où une partie de l'aluminium atteint sa température de fusion. En ne considérant que l'aluminium, la zone rouge représente la partie liquide et la zone bleue représente la partie solide. De la Figure III.7 (a) à la Figure III.7 (c), le front de fusion progresse sous la forme de "oreille" autour de l'oxyde. La simulation a été prolongée après la fin du court-circuit pour observer le refroidissement de la cellule et plus particulièrement de l'aluminium. Ainsi, les temps après 15  $\mu\text{s}$  correspondent à la période de refroidissement où la génération de chaleur est nulle dans toute la puce. La Figure III.7 (d) se passe donc après le court-circuit. La solidification de l'aluminium y est observable à l'interface SiC/Aluminium. Étonnamment, cette resolidification ne se fait pas par la surface libre mais par le contact SiC-Aluminium. Ainsi, le front de fusion peut continuer d'avancer malgré l'arrêt du court-circuit. Une resolidification qui n'est pas anti-symétrique à la fusion, qui n'est pas un "rembobinage" de la fusion, pose des questions sur les contraintes post court-circuit. N'y aurait-il pas une création de contraintes permanentes par le refroidissement ?

Il est possible de faire apparaître les zones où la capacité thermique apparente est plus élevée car celle-ci est directement liée à la température par la formule II.4. La cartographie des différents niveaux de capacité thermique à l'instant  $t = 15 \mu\text{s}$  sont représentées Figure III.8. L'une des interprétations de cette cartographie s'élabore sous l'angle de l'énergie. Les zones claires (du bleu au vert) sont des zones où l'augmentation de température nécessite moins d'énergie car la capacité thermique massique  $y$  est moins élevée. À l'inverse, les zones avec des couleurs plus chaudes (du jaune au rouge) sont des zones où l'augmentation en température demande plus d'énergie, la zone rouge étant la plus énergivore. Il est intéressant de noter que la zone solide qui se trouve au dessus de la limite rouge est presque monochrome, c'est à dire que la température de cette région varie peu en espace. Cela s'explique par la haute conductivité thermique de cette zone (Tableau III.1). La dualité faible conductivité  $\lambda$  et haute capacité thermique  $c_p$  homogénéise la température dans la phase solide proche de la fusion.



(a) Répartition chromatique en fonction de la capacité thermique massique de l'aluminium.

FIGURE III.8 – Cartographie de différents niveaux de capacité thermique à l'instant  $t = 15 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

Soit l'équation de la chaleur II.2 sans terme de source  $P$  :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T \quad (\text{III.15})$$

Alors :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \nabla^2 T = \frac{1}{\tau} \nabla^2 T \quad (\text{III.16})$$

Avec :

$$\tau = \frac{\rho c_p}{\lambda} \quad [\text{s} \cdot \text{m}^{-2}]$$

Le quotient  $\tau$  est lié à la variation de la température par l'effet de la diffusion. Plus il est élevé, plus le gradient thermique sera faible. Comme dans le modèle présenté jusqu'à présent, l'aluminium ne voit pas sa masse volumique varier selon sa température ou son état, alors  $\frac{\tau}{\rho}$  a été tracé en fonction de la température dans la Figure III.9. Ainsi, la différence de  $\tau$  entre phase liquide et solide est observable sur la Figure III.9. La phase liquide de l'aluminium possède un  $\tau$  plus élevé que la phase solide, l'augmentation de température par diffusion est donc plus longue. Or, La diffusion de température étant la principale source de l'augmentation de température dans l'aluminium, la variation de température est donc fortement lié à la grandeur  $\lambda$ . Finalement, la présence d'un gradient thermique plus important dans la phase liquide dans la Figure III.8, représenté par une variation rapide de la capacité thermique  $c_p$  avant d'atteindre le maximum, s'explique par une valeur de  $\tau$  plus élevée.

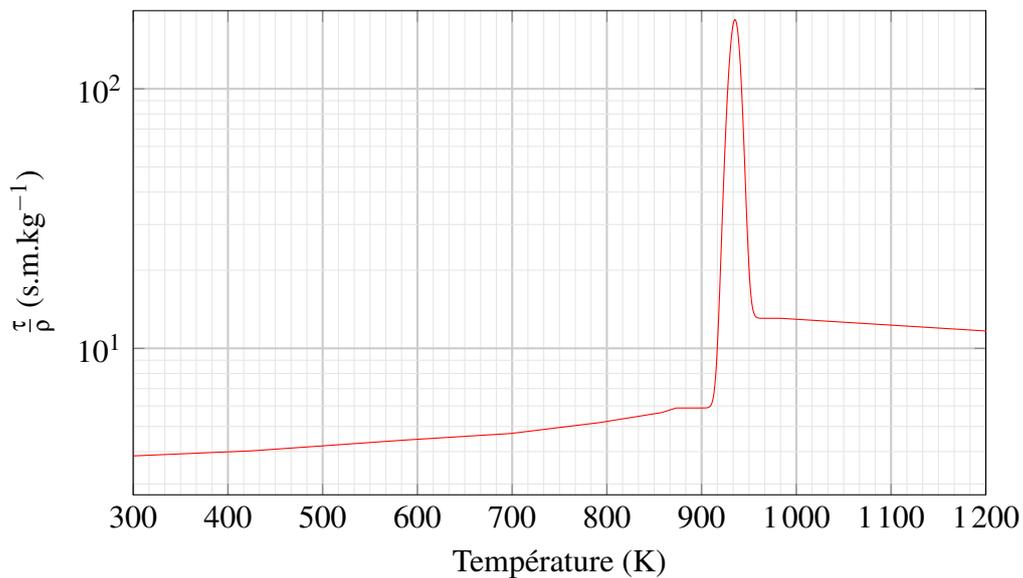


FIGURE III.9 – Variation de  $\frac{\tau}{\rho}$  de l'aluminium en fonction de la température.

Une nouvelle simulation électro-thermique a été réalisée avec un temps de court-circuit  $t_{CC} = 16 \mu\text{s}$ . L'objectif est de suivre le front de fusion afin de voir s'il y a aussi une progression de celui-ci après la fin du court-circuit telle qu'observée Figure III.7. La Figure III.10 représente les deux phases au sein de l'aluminium après l'arrêt du court-circuit. Comme pour la simulation précédente, le front de fusion continue d'avancer malgré l'annulation de la puissance chauffante. Lors de cette simulation, le front de fusion atteint la surface supérieure de la cellule. Ainsi, même si la surface de l'aluminium n'a pas fusionné à la fin du court-circuit, il est possible que celle-ci fusionne après le court-circuit.

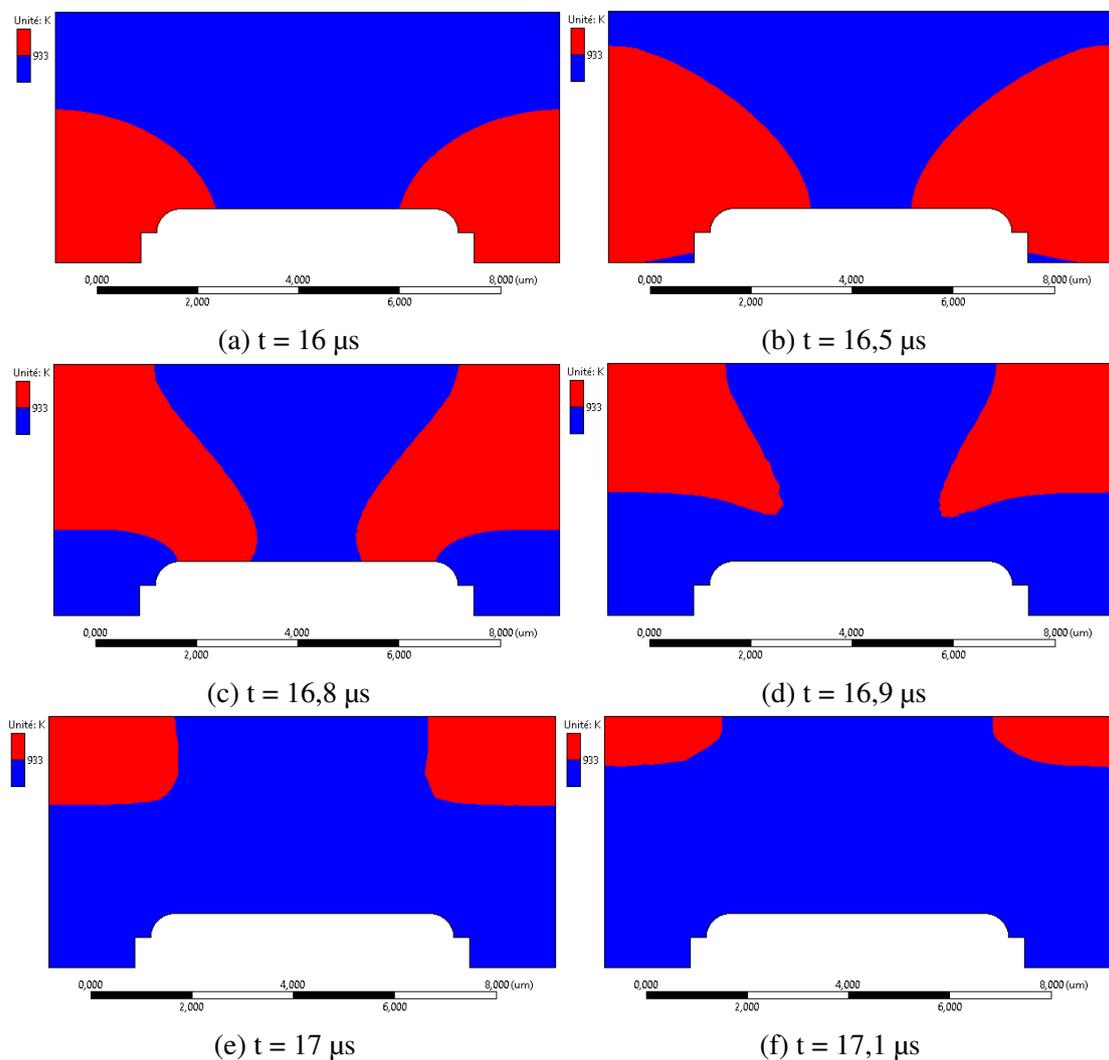


FIGURE III.10 – Cartographie solide / liquide à différents instants sur ANSYS avec  $t_{CC} = 16 \mu\text{s}$ .

### III.4.2 Résultats mécaniques

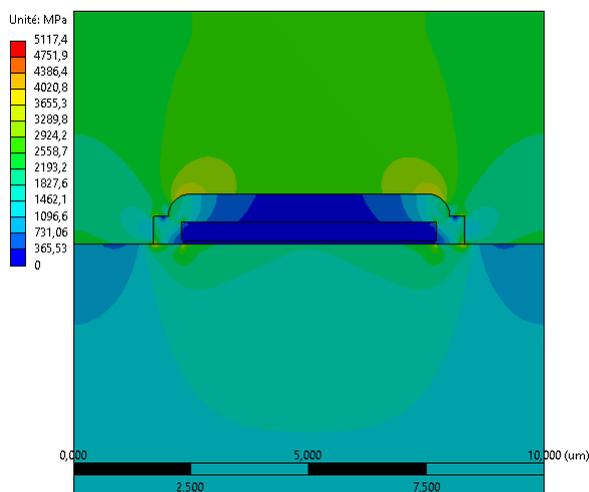
L'accroissement de la température a pour conséquence une dilatation des matériaux présents dans la cellule proportionnelle à leur CDT. Les résultats thermiques précédents sont ainsi utilisés afin de calculer la dilatation des matériaux ainsi que les contraintes internes. Les résultats de simulation thermo-mécanique ne sont valables que pour des températures inférieures à la température de fusion de l'aluminium. En effet, à l'instant où l'aluminium devient liquide, qu'advient-il de la frontière Aluminium-SiC ou Aluminium-SiO<sub>2</sub> ? De même pour les contraintes internes de l'aluminium. L'aluminium va-t-il se comporter comme un fluide hydrostatique dont la pression  $y$  est invariante dans l'espace à cette échelle ? Dans le cas de cette simulation de court-circuit, le temps limite de début de fusion  $t_{\text{fusion}}$  est donc repéré à  $t_{\text{fusion}} = 13,7 \mu\text{s}$  dont l'état liquide/solide est représenté Figure III.7 (a).

Les contraintes de Von Mises et de cisaillement sont représentées Figure III.11. La contrainte équivalente de Von Mises est la valeur comparée à la valeur de la limite élastique pour savoir si le domaine plastique a été atteint. La valeur de celle-ci est calculée par la formule :

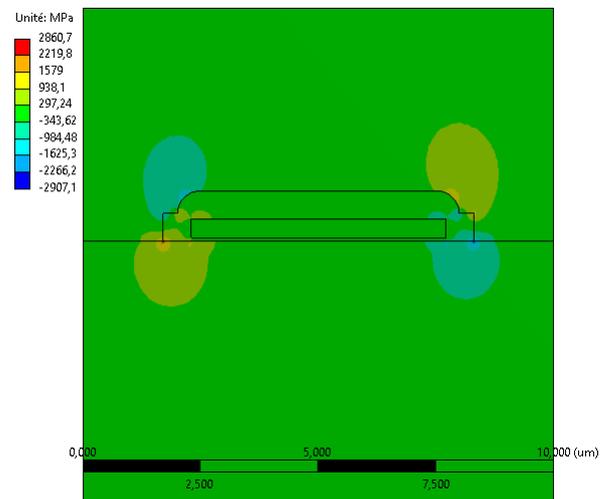
$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_I - \sigma_{III})^2} \quad (\text{III.17})$$

Avec :

$\sigma_e$	Contrainte équivalente	[Pa]
$\sigma_{I,II,III}$	Contraintes principales	[Pa]



(a) Contraintes de Von Mises dans la cellule sur ANSYS.



(b) Contraintes de cisaillement dans la cellule sur ANSYS.

FIGURE III.11 – Contraintes au sein de la cellule à  $t = 13,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

Les valeurs des contraintes de Von Mises sont très élevées en comparaison de la limite élastique de l'aluminium (de l'ordre de 100 MPa).

Le cisaillement, quant à lui, permet d'observer un délaminage potentiel. Or, malgré un cisaillement qui peut apparaître élevé dans la Figure III.11 (b), aucune dégradation par

délamination n'a été observée dans la littérature. Les contraintes de cisaillements ne seront donc plus observées dans la suite des travaux.

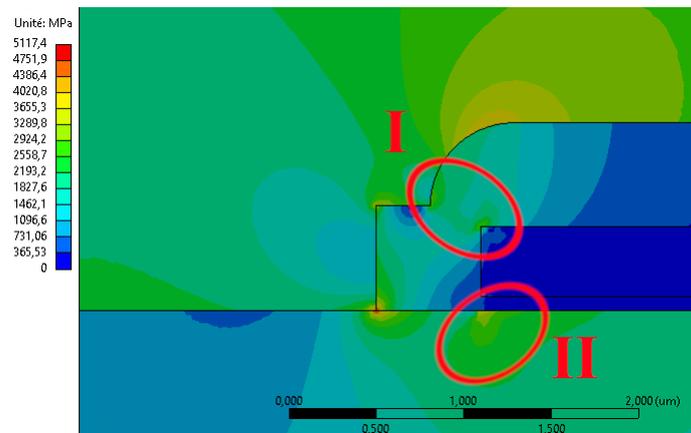
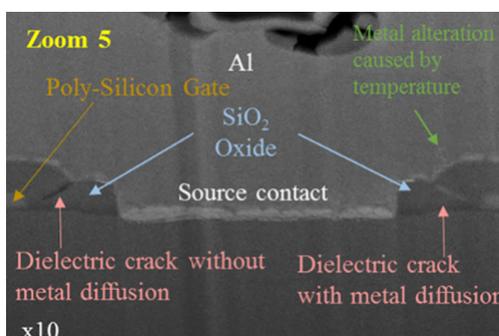
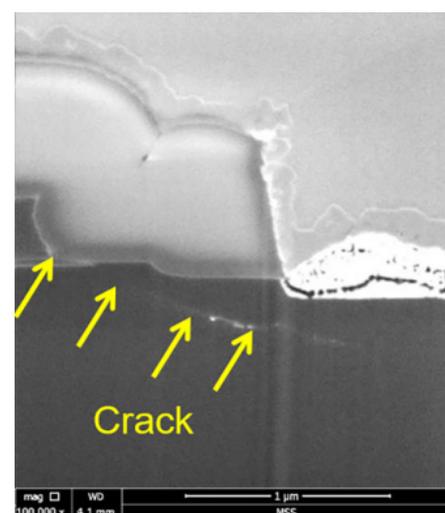


FIGURE III.12 – Cartographie de Contraintes de Von Mises zoomée sur la zone Aluminium-SiC-SiO<sub>2</sub> sur ANSYS.

Il est possible de corrélérer des zones de concentration de contraintes aux différentes dégradations observées et présentées dans la partie I.3. La Figure III.12 présente deux zones où les contraintes de Von Mises sont plus élevées que dans le reste de la cellule. La zone I est la zone possédant le plus souvent une fissure dans la littérature [95], [28]. La fracture de cette zone permet à l'aluminium liquide de s'infiltrer dans l'oxyde de grille, créant un contact entre la grille et la source, ce qui peut être observé sur la Figure III.13 (a) [95]. De plus, la zone II de la Figure III.12 est une zone de concentrations de contraintes qui se situe sous l'oxyde de grille, proche du coin de la grille en polysilicium. Cette concentration de contraintes peut créer une fissure dans le substrat en SiC comme présentée dans la Figure III.13 (b) [96].



(a) Image SEM de fissures dans la zone I [95].



(b) Image Focused-Ion Beam (FIB) d'une fissure dans le substrat SiC (zone II) et l'oxyde SiO<sub>2</sub> [96].

FIGURE III.13 – Images de fissures dans la zone Aluminium-SiC-SiO<sub>2</sub>.

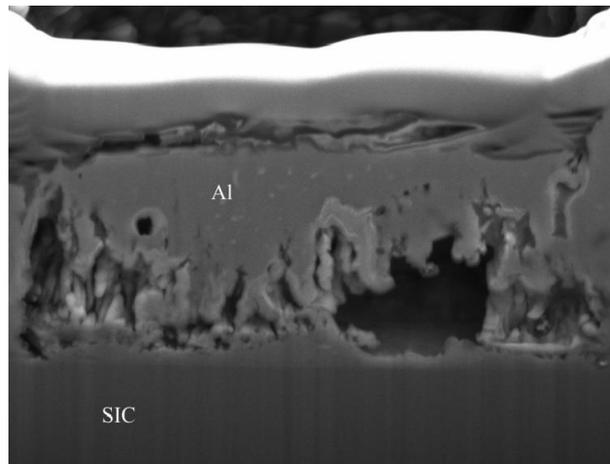


FIGURE III.14 – Image MEB de la perte de contact entre le SiC et l'aluminium de source entre deux grilles. [31]

La Figure III.7 permet d'observer la fusion puis la solidification de l'aluminium, mais comme cela a été observée, cette solidification n'est pas temporellement symétrique. Or, lors de la solidification, la cellule se déplace par le biais de sa dilatation thermique par un déplacement vertical vers la surface libre. La perte de contact entre le SiC et l'aluminium, comme observée par E. Eni [31] Figure III.14, pourrait être expliquée par ce déplacement vertical montré Figure III.15 couplé à la solidification par la frontière Aluminium/SiC. Afin de vérifier cette hypothèse, il faudrait pouvoir observer un détachement du contact pendant la fusion. Ce détachement requiert une modélisation liquide de l'aluminium fondu ainsi qu'une modélisation de l'interaction fluide/solide. Ces modèles ne sont pas réalisés dans ces travaux, l'origine de la perte de contact restera donc une hypothèse.

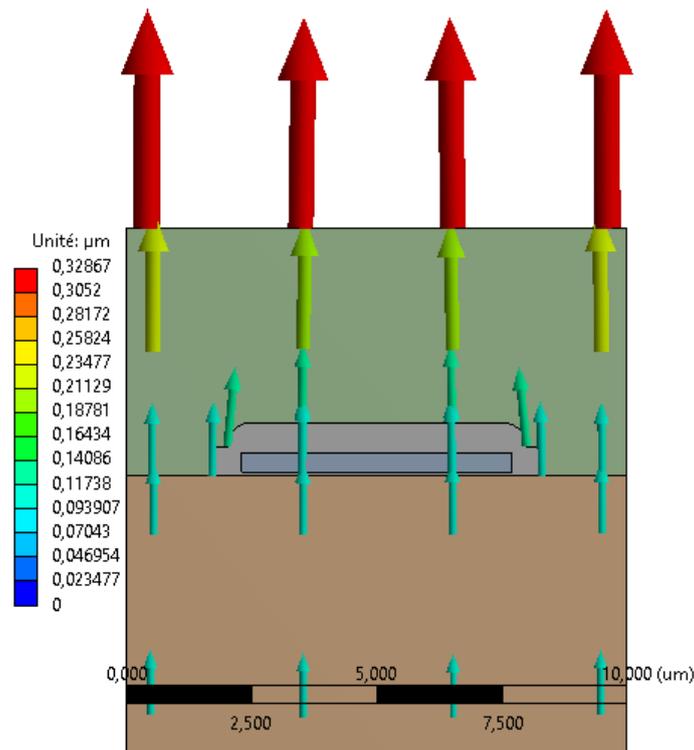


FIGURE III.15 – Déplacements de la cellule à  $t = 13,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

### III.5 Variation de paramètres géométriques

La géométrie de cellule utilisée jusqu'à présent est un modèle inspiré de différentes simulations [57], [29] ainsi que d'images MEB provenant d'autres travaux [28], [30]. Il a notamment été observé par image MEB post court-circuit une zone de fissure probable au niveau de la zone I de la Figure III.13. Une autre géométrie, provenant du transistor SiC MOSFET [97] ne possédant pas le coude de l'oxyde de grille dans sa géométrie, est modélisée afin de comparer une géométrie avec ce coude et une géométrie sans. Une image MEB du nouveau transistor est fournie Figure III.16 et il est possible d'y observer de grandes différences avec le modèle précédent. En premier lieu, l'oxyde de grille ne possède plus le coude de la zone I mais est de forme elliptique. En second lieu, la surface supérieure de l'aluminium n'est plus plane mais sous forme d'arches et elle est recouverte d'une passivation en  $\text{SiO}_2$ , elle aussi en forme d'arches.

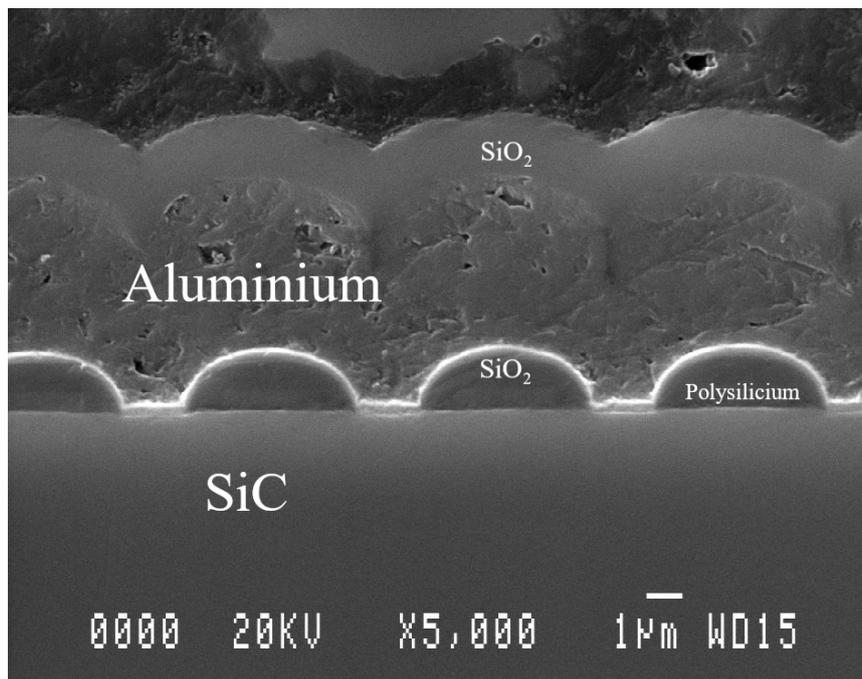
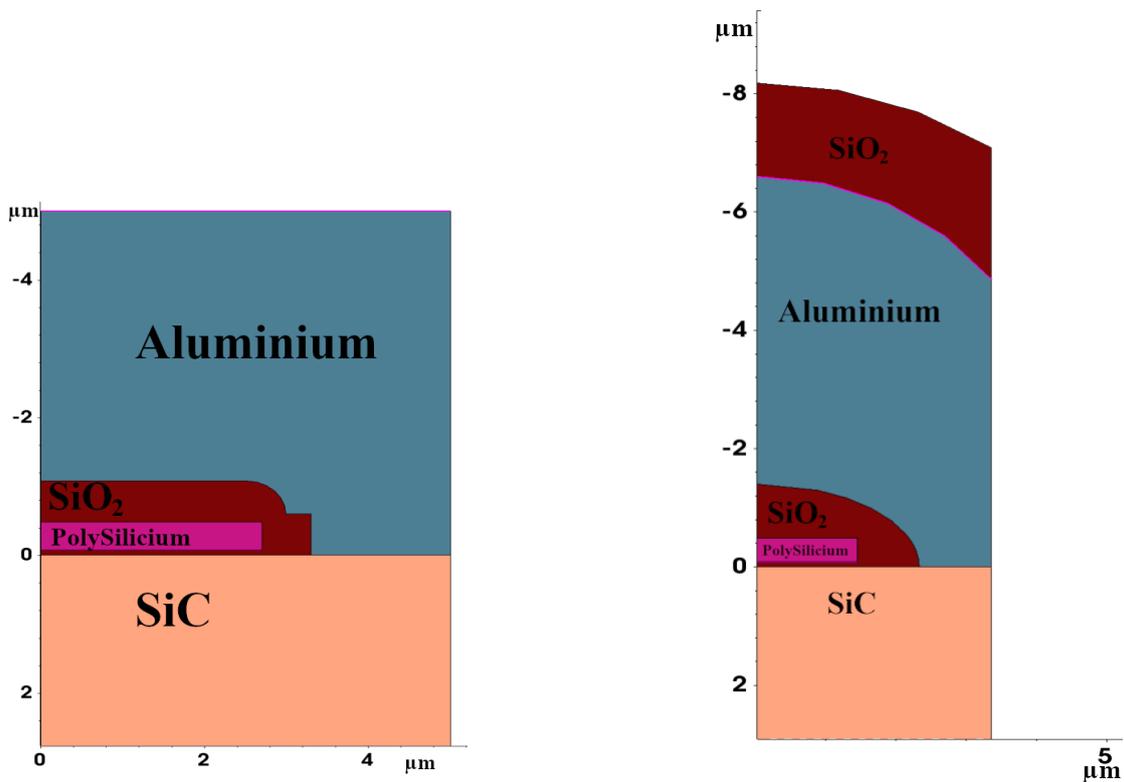


FIGURE III.16 – Image MEB de cellules d'un transistor SiC MOSFET de Microchip.

Une demi-cellule a ainsi été refaite sous Sentaurus TCAD et donne la géométrie de la Figure III.17 (b). La Figure III.17 (a) est la géométrie de référence employée précédemment. Le wafer en SiC fait  $300\ \mu\text{m}$  d'épaisseur. Il est remarquable que l'aluminium possède une épaisseur de  $4\ \mu\text{m}$  quasi-constante dans cette géométrie. L'une des grandeurs intéressantes est la longueur du contact entre le SiC et l'aluminium, cette zone de contact étant le principal chemin de transfert thermique. Pour le précédent modèle, cette longueur de contact était de 34% de la largeur d'une cellule. Pour cette nouvelle géométrie, la longueur de contact est de 30% de la largeur d'une cellule. La proportion de contact entre le SiC et l'aluminium est donc très similaire entre les deux géométries, il est donc légitime de s'attendre à une conduction thermique similaire.



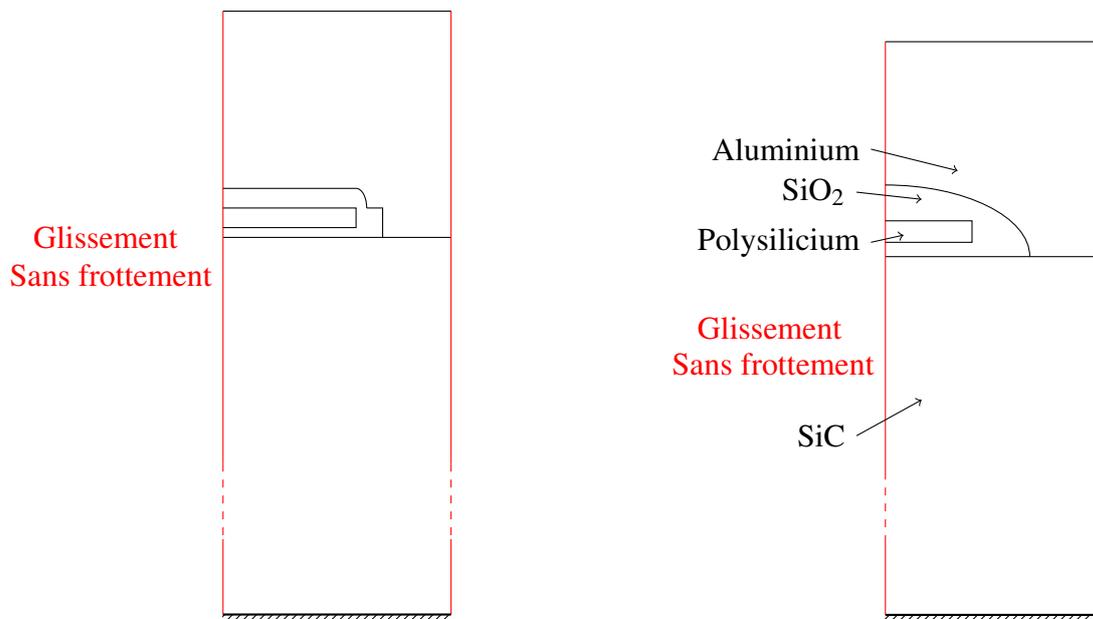
(a) Géométrie de la cellule de référence.

(b) Géométrie de la cellule de Microchip.

FIGURE III.17 – Géométries des cellules SiC MOSFET de référence et Microchip.

### III.5.1 Influence de la géométrie de l'oxyde de grille

L'objectif dans cette partie est d'observer la différence de l'emplacement des contraintes entre la géométrie de l'oxyde de grille de la cellule de référence et cette nouvelle géométrie. Le modèle thermo-mécanique de la partie III.3 est repris pour la géométrie de référence et est adapté à la nouvelle géométrie. Pour le chargement en génération de chaleur, afin d'avoir la réponse à la même génération de chaleur, cette dernière est reprise de la simulation électro-thermique de l'ancienne géométrie et est juste remise à l'échelle pour la nouvelle cellule. Cette remise à l'échelle ne s'effectue que dans l'axe horizontal car la profondeur du dopage P ne varie pas entre les deux cellules même si la seconde cellule est plus épaisse. La profondeur de la zone JFET ne devrait donc pas varier. Le modèle de la nouvelle cellule pour cette comparaison est montré Figure III.18 (b). Par rapport à la géométrie de référence, les seules variantes sont la largeur de la cellule qui est maintenant de  $6,7 \mu\text{m}$  pour  $10 \mu\text{m}$  précédemment et la géométrie de l'oxyde de grille. L'épaisseur de la couche d'aluminium est la même pour les deux cellules. Cette couche ne présente pas d'arches comme sur la Figure III.16 mais, au contraire, est plane pour correspondre à la couche d'aluminium de la cellule de référence.



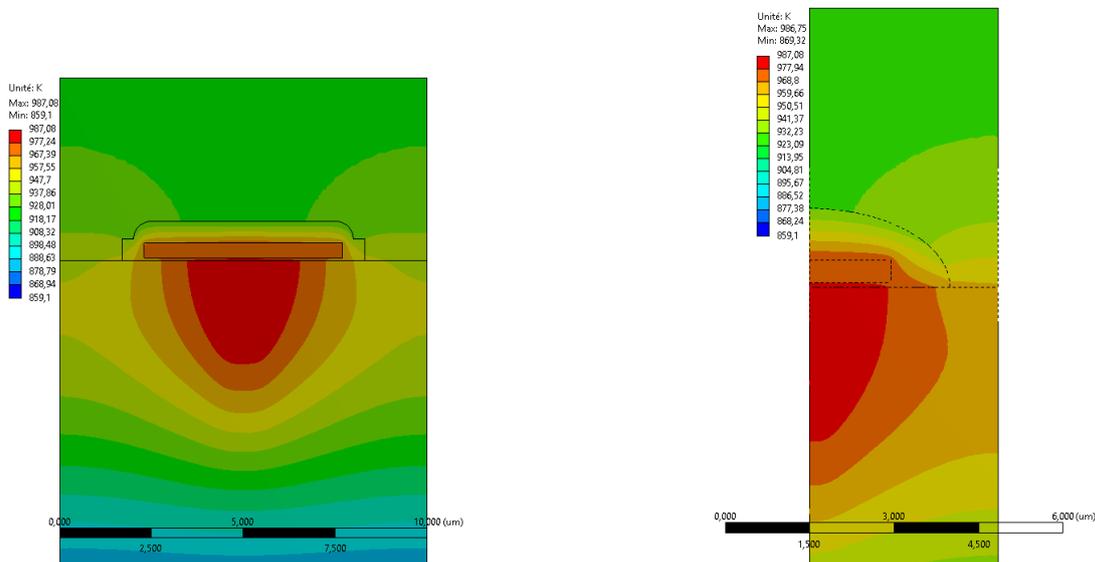
(a) Modèle mécanique de la géométrie de référence.

(b) Modèle mécanique de la géométrie à oxyde elliptique.

FIGURE III.18 – Différents modèles mécaniques pour l'observation de l'influence de la géométrie de l'oxyde de grille sur les contraintes.

Ainsi, pour un même échauffement (mis à l'échelle horizontale de la cellule), la cellule provenant de Microchip voit son aluminium entrer en fusion plus tôt. En effet, pour l'ancien modèle, l'aluminium entrerait en fusion à  $t = 13,7 \mu\text{s}$  alors que cette nouvelle géométrie voit son aluminium entrer en fusion à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ . Cette différence de temps de début de fusion peut s'expliquer par la réduction de taille de la nouvelle cellule. Comme la largeur de la nouvelle cellule est plus petite par rapport à l'ancienne, même si les proportions de l'échauffement sont gardées, le gradient thermique est plus fort car la température est moins répartie. La distance entre la région JFET et le contact SiC-Aluminium est plus petite dans la seconde cellule

que dans la première, permettant une dissipation plus rapide de la chaleur dans l'aluminium pour la seconde cellule. Cette dissipation thermique plus rapide entraîne un temps de début de fusion plus petit que pour la cellule de référence. La Figure III.19 représente la cartographie des températures après le même échauffement des géométries de la Figure III.18. Ainsi, la cartographie thermique est similaire pour les deux géométries, elle ne varie qu'en norme.

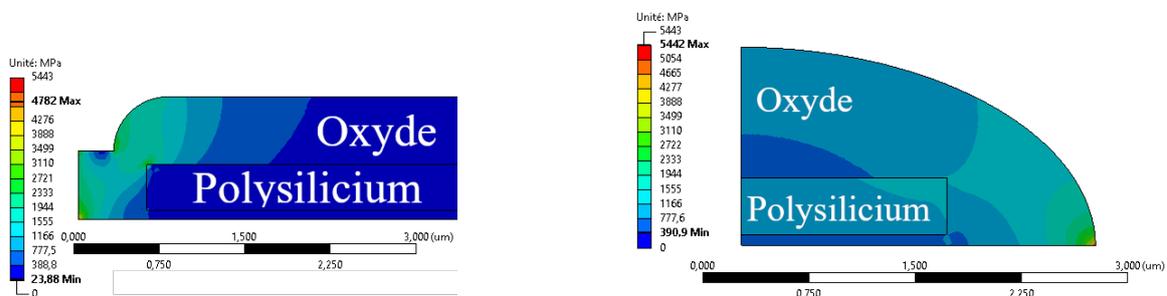


(a) Température dans la cellule de référence à  $t = 15 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Température dans la nouvelle cellule à  $t = 15 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.19 – Comparaison des températures dans les deux différentes cellules

La Figure III.20 représente la cartographie de contraintes au temps  $t = 12,7 \mu\text{s}$  après le début du court-circuit, soit le temps où l'aluminium entre en fusion. Il est possible d'observer une différence dans la localisation des contraintes induite par la différence de géométrie. Comme déjà relevé dans la partie III.4, la géométrie de référence possède une concentration de contraintes proche du coin supérieur de la grille. Cette concentration est toujours présente mais bien réduite sur la géométrie avec un oxyde elliptique, ce qui impliquerait une meilleure résistance aux fissures de l'oxyde épais entre l'aluminium de source et le polysilicium de grille pour cette géométrie. La structure de l'oxyde de grille elliptique supporterait donc mieux les courts-circuits sur le critère de la fissuration de l'oxyde de grille.



(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la structure de référence à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la structure à oxyde elliptique à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.20 – Cartographies des contraintes des deux cellules comparées à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ , juste avant la fusion de l'aluminium.

### III.5.2 Influence de la géométrie de l'aluminium

L'aluminium de surface ne forme pas une surface plane mais possède plutôt une forme d'arches comme présentée sur la Figure III.16. L'aluminium provient d'un dépôt d'aluminium par PVD (*Phase Vapor Deposition*). Afin d'observer les effets de la géométrie d'aluminium sur les contraintes et déplacements de l'aluminium, une simulation pour chacune des géométries est réalisée. Comme précédemment, l'échauffement est un réajustement à la largeur de cette cellule à partir des résultats de la simulation électro-thermique de la partie III.4. L'objectif est de comparer l'influence de la géométrie de l'aluminium à une même sollicitation thermique. La Figure III.21 présente les deux géométries comparées avec des conditions de glissement sans frottement, soit un déplacement vertical libre et horizontal interdit sur les bords verticaux et un encastrement sur la base de la cellule pour les deux modèles. Les deux modèles possèdent une structure en oxyde de grille elliptique identique à la structure de la Figure III.18 (b). Les bords de la cellule sont adiabatiques, excepté pour le bord inférieur qui est un puit thermique fixé à une température de 300 K. La hauteur d'aluminium dans la géométrie plane de la Figure III.21 (a) a été choisie égale à la hauteur d'aluminium de la précédente géométrie présentée Figure III.18 (a), soit  $5 \mu\text{m}$ , alors que la géométrie présentée Figure III.21 (b) possède une hauteur d'aluminium tirée de l'image MEB de la Figure III.16. Les volumes d'aluminium pour chaque cellule sont donc différents, ce qui devrait impliquer une différence de température à la fin du court-circuit. Plus il y a d'aluminium, plus l'énergie est absorbée et moins la température est élevée. Si l'épaisseur des cellules est de  $1 \mu\text{m}$  selon l'axe  $z$ , alors le volume d'aluminium d'une cellule de la Figure III.21 (a) est de  $28 \mu\text{m}^3$  alors que pour une cellule de la Figure III.21 (b) le volume est de  $35,7 \mu\text{m}^3$ .

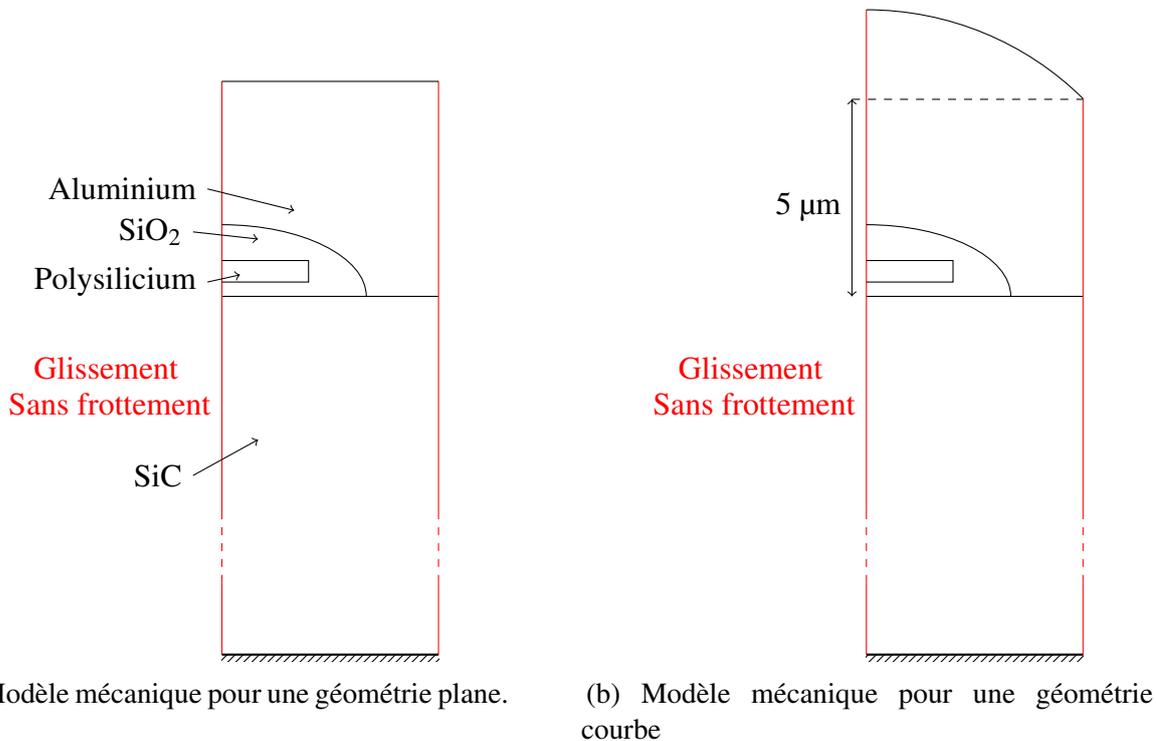
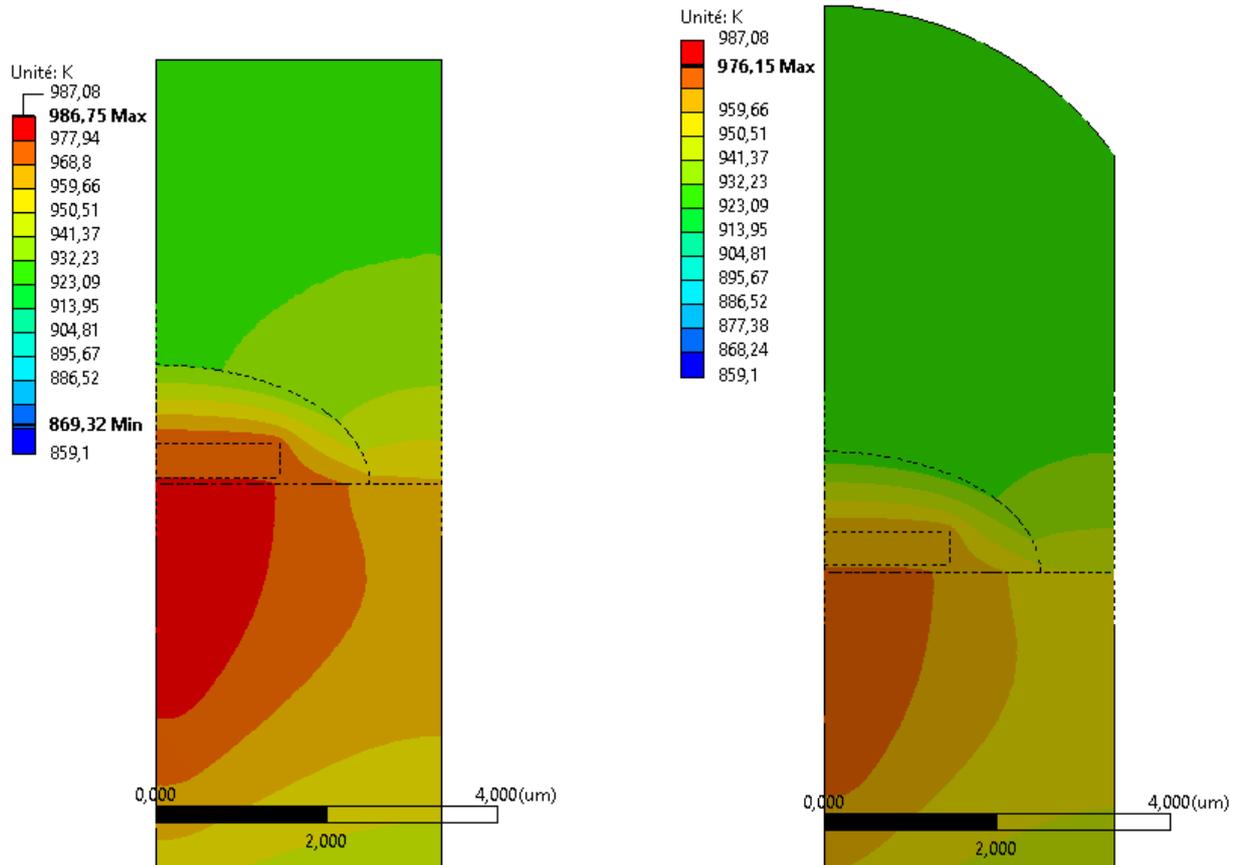


FIGURE III.21 – Différents modèles mécaniques pour l'observation de l'influence de la géométrie de l'aluminium de source.

La Figure III.22 représente les températures simulées dans les deux cellules à la fin du court-circuit. Comme attendu, la température maximum de la cellule avec le plus d'aluminium est la plus faible (Figure III.22 (b)). Le temps pour voir apparaître la fusion de l'aluminium reste ainsi inchangé par rapport à la partie III.5.1. Le modèle limitant est celui qui arrive le plus vite à la fusion soit le modèle de la Figure III.21 (a). Ce temps pour arriver à la fusion est donc de  $t = 12,7 \mu\text{s}$  et sera le temps d'observation des contraintes dans les cellules.

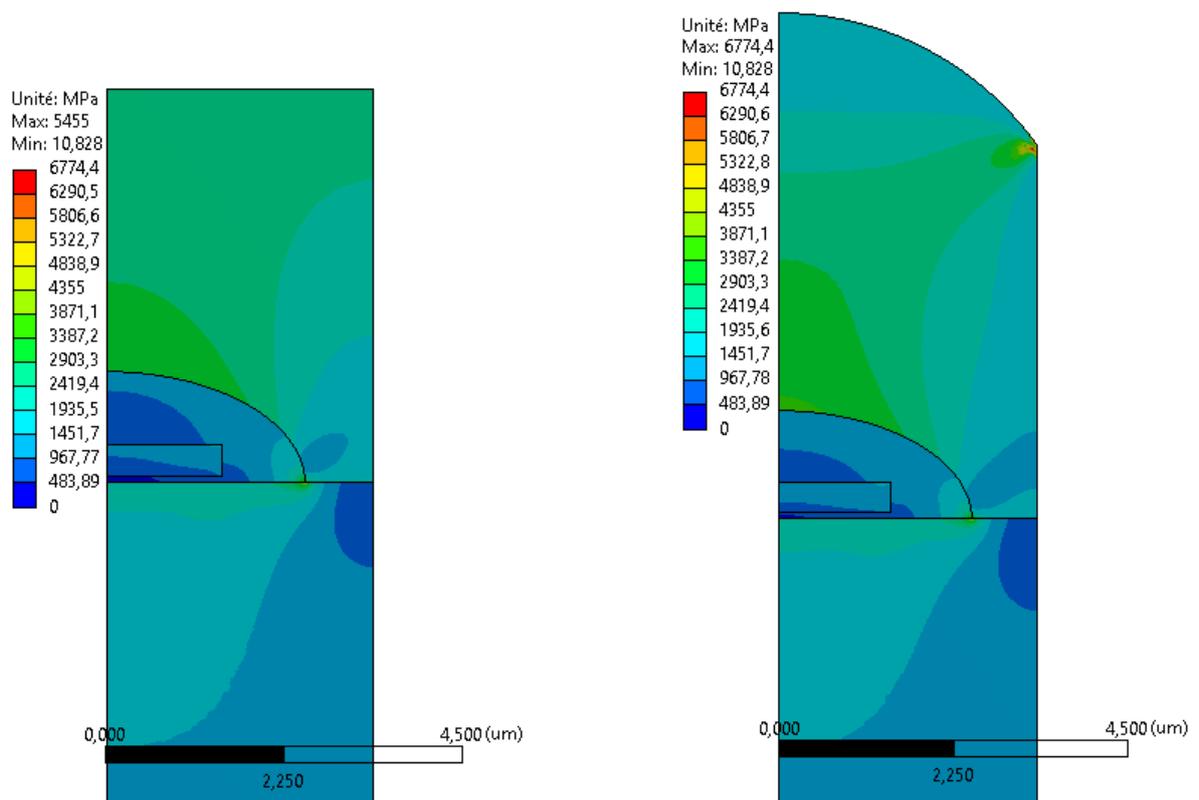


(a) Température à la fin du court-circuit pour la géométrie d'aluminium plan sur ANSYS.

(b) Température à la fin du court-circuit pour la géométrie d'aluminium courbe sur ANSYS.

FIGURE III.22 – Cartographie de température pour les géométries d'aluminium plane et courbe à la fin du court-circuit  $t = 15 \mu\text{s}$ .

La Figure III.23 fournit les résultats en contraintes de Von Mises des simulations thermo-mécaniques à l'instant  $t = 12,7 \mu\text{s}$ . Malgré une température plus faible pour le modèle à aluminium courbe, une concentration de fortes contraintes fait son apparition par rapport au modèle d'aluminium plan. Cette concentration de contraintes est située sur la partie supérieure droite de la cellule. Elle peut-être due au modèle mécanique avec la dilatation de l'aluminium vers l'extérieur par la courbure, créant un pincement dans cette région. Ces contraintes sont peut-être des artefacts créés par la simulation et n'auraient donc aucun sens physiques. Dans l'hypothèse où ces contraintes sont réelles, alors la surface de l'aluminium et surtout les creux des arches sur ces géométries en arches sont enclins à des déformations plastiques et des fissures plus rapidement que le reste de l'aluminium. Cela pourrait ainsi être une partie de l'explication de la dégradation de l'aluminium de surface.

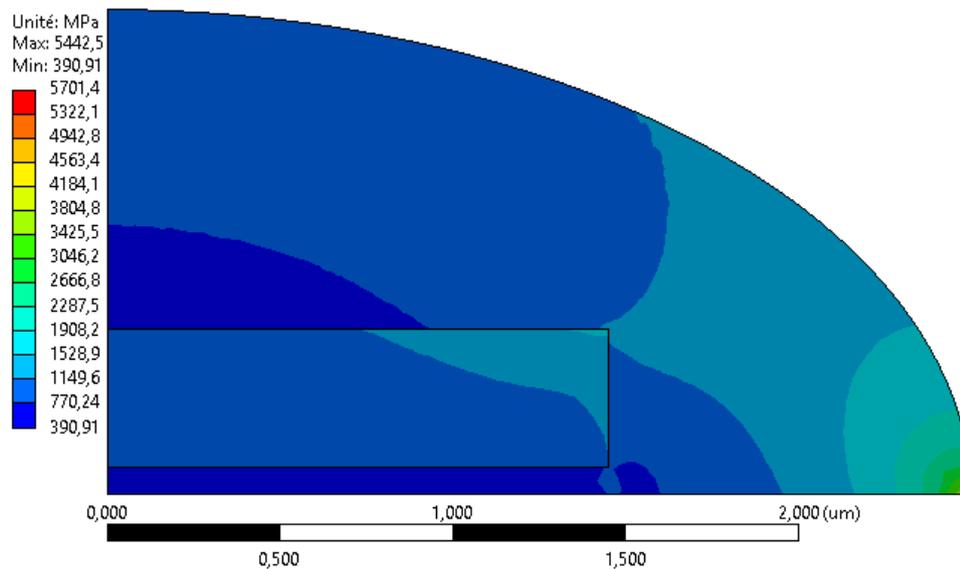


(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule à aluminium plan à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

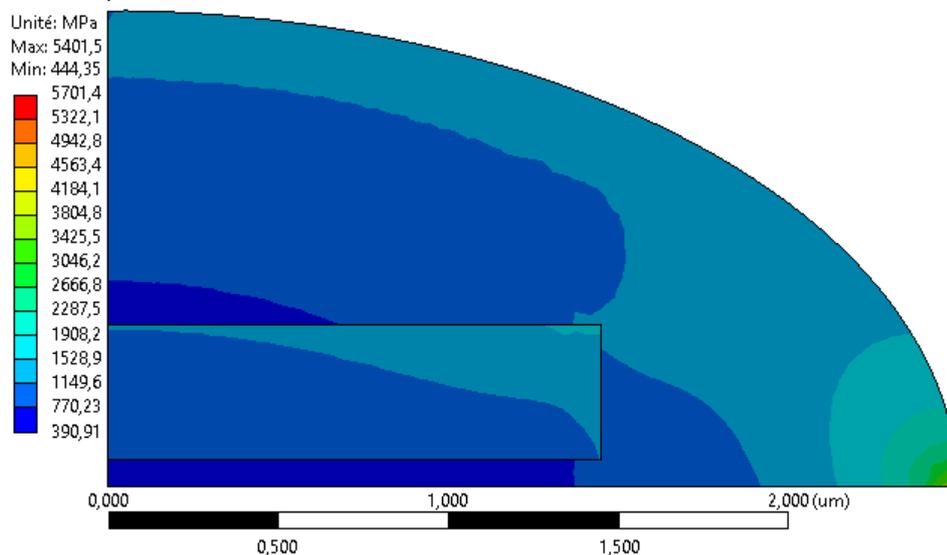
(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule à aluminium courbe à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.23 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises pour les géométries d'aluminium plane et courbe à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .

La Figure III.24 présente la cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille pour les géométries d'aluminium plane et courbe à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ . Au niveau de la grille, les contraintes sont globalement plus importantes pour la géométrie courbe. Aucune nouvelle concentration de contraintes n'est observée ce qui implique un comportement face aux fractures similaire entre les deux géométries.



(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille du modèle à aluminium plan à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.



(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille du modèle à aluminium courbe à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.24 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille pour les géométries d'aluminium plane et courbe à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .

### III.5.3 Influence de la passivation

#### III.5.3.1 Influence de la passivation avec une surface en arches

La structure de référence utilisée en partie III.3 ne possède pas de couche de passivation alors que l'image MEB Figure III.16 révèle que la surface en est recouverte. Cette passivation est aussi en  $\text{SiO}_2$  [98] et permet de limiter la reconstruction de surface de l'aluminium. Pour observer l'influence de cette passivation, deux simulations avec une géométrie de surface en arche sont réalisées, l'une avec une passivation, l'autre sans. La Figure III.25 montre les deux modèles mécaniques pour étudier l'influence de la présence d'une passivation sur la surface de l'aluminium. L'échauffement thermique des deux modèles est celui des précédentes comparaisons.

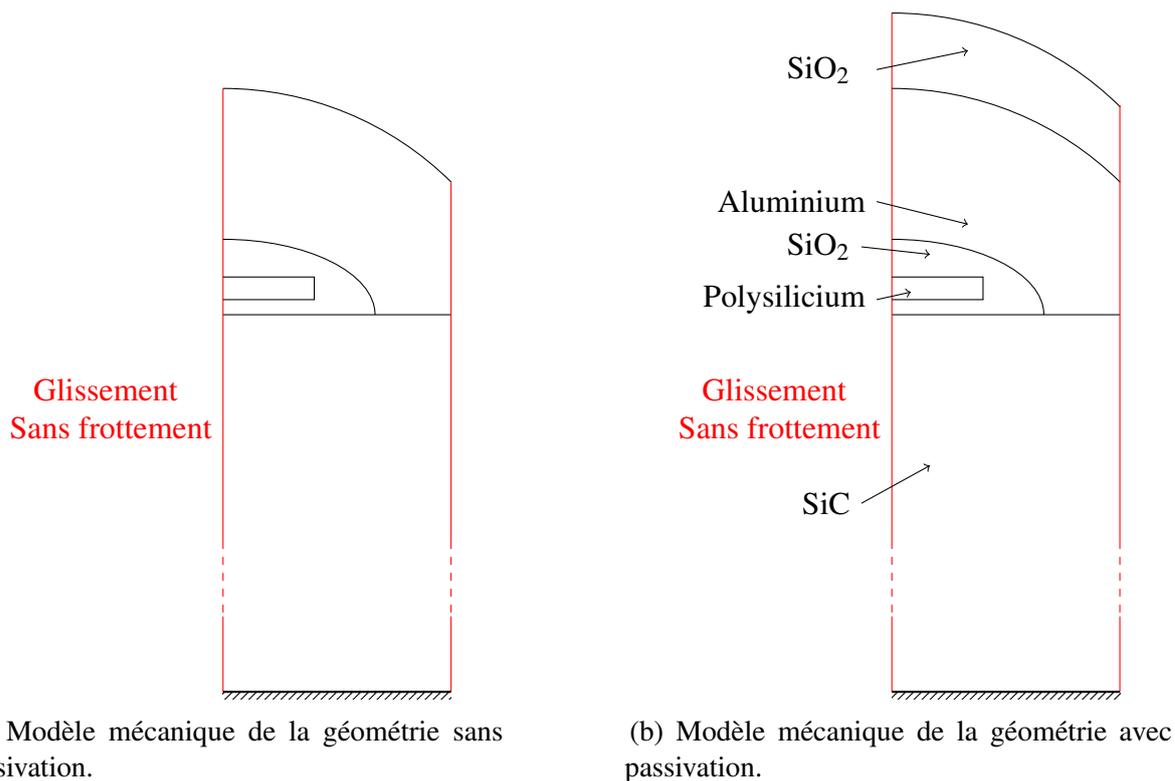
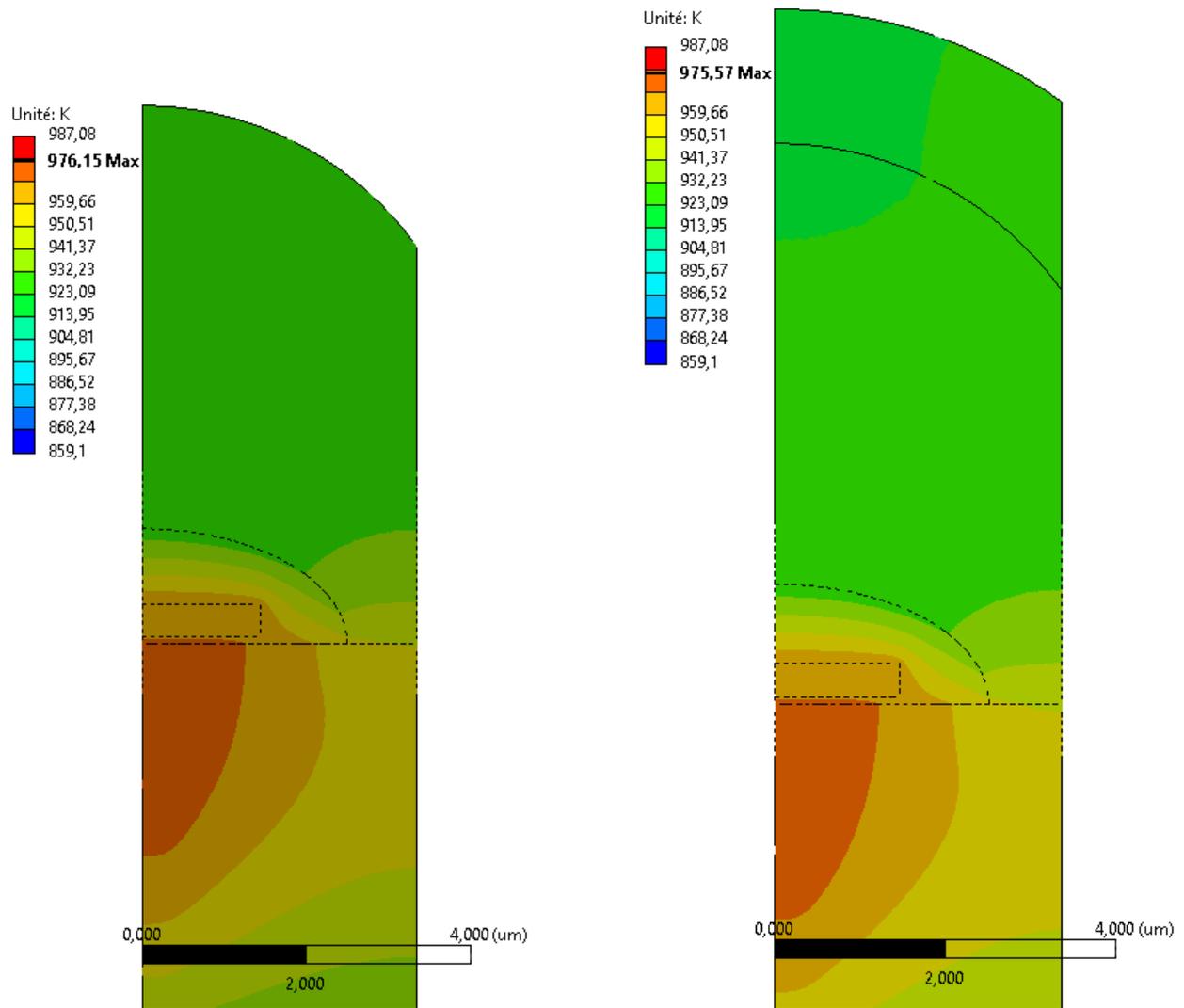


FIGURE III.25 – Différents modèles mécaniques pour l'observation de l'influence de la passivation.

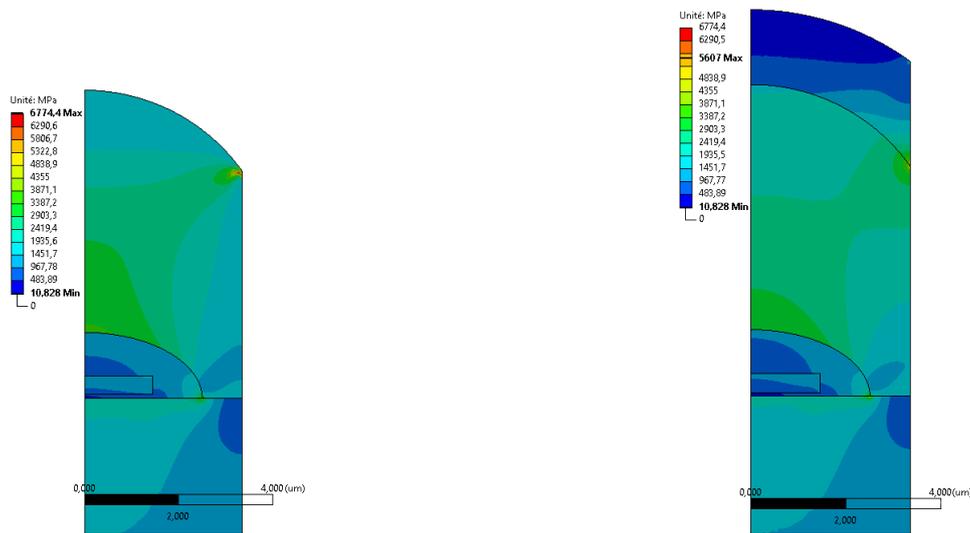
La Figure III.26 représente les températures au sein des cellules des modèles avec et sans passivation de la Figure III.25. Les températures sont similaires, la passivation ne joue donc pas de rôle majeur dans l'absorption de l'énergie thermique.



(a) Température à la fin du court-circuit pour la cellule sans passivation sur ANSYS.

(b) Température à la fin du court-circuit pour la cellule avec passivation sur ANSYS.

FIGURE III.26 – Cartographie de température pour les modèles avec et sans passivation à la fin du court-circuit  $t = 15 \mu s$ .



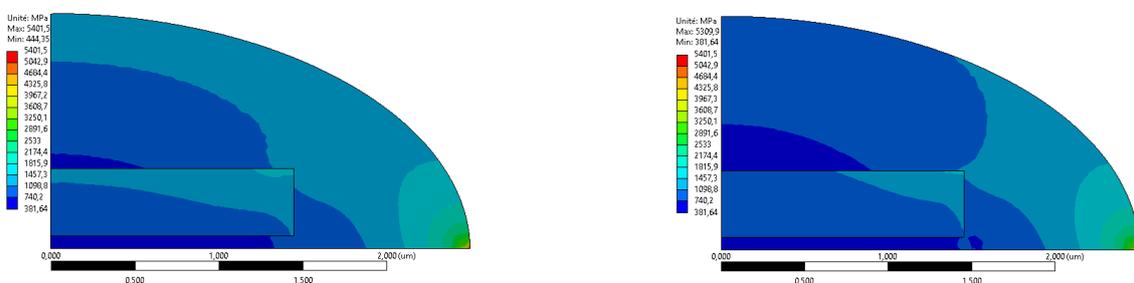
(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule avec passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.27 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises pour les cellules avec et sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .

Les contraintes équivalentes de Von Mises pour les deux modèles sont affichées Figure III.27. La concentration de contraintes qui était apparue à la précédente comparaison sur le bord supérieur droit de la demi-cellule sans passivation est grandement atténuée par la passivation. Cette concentration de contraintes réduite limite la dégradation potentielle sans l'empêcher pour autant.

Les cartographies des contraintes de Von Mises sont représentées sur la Figure III.28. La présence de passivation influe peu sur les contraintes dans l'oxyde de grille et dans le polysilicium. Elles sont néanmoins légèrement supérieures pour le modèle sans passivation. Ainsi, si l'hypothèse de dégradation de l'aluminium de surface par la fissuration due à une géométrie en arches est valide, alors l'ajout d'une passivation permettrait une meilleure robustesse face à ces dégradations. En contrepartie, la passivation n'influe pratiquement pas sur les contraintes au sein de l'oxyde de grille pour cette géométrie.



(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans l'oxyde de grille du modèle sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans l'oxyde de grille du modèle avec passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.28 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille et l'oxyde de grille pour les modèles avec et sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .



La Figure III.30 présente les cartographies de températures pour les géométries planes avec et sans passivation. Il peut y être remarqué une faible différence de température entre les deux cartographies. Ainsi, comme observé pour les géométries en arches avec et sans passivation, la passivation n'influe pas sur la répartition de température ou sur la température maximale atteinte.

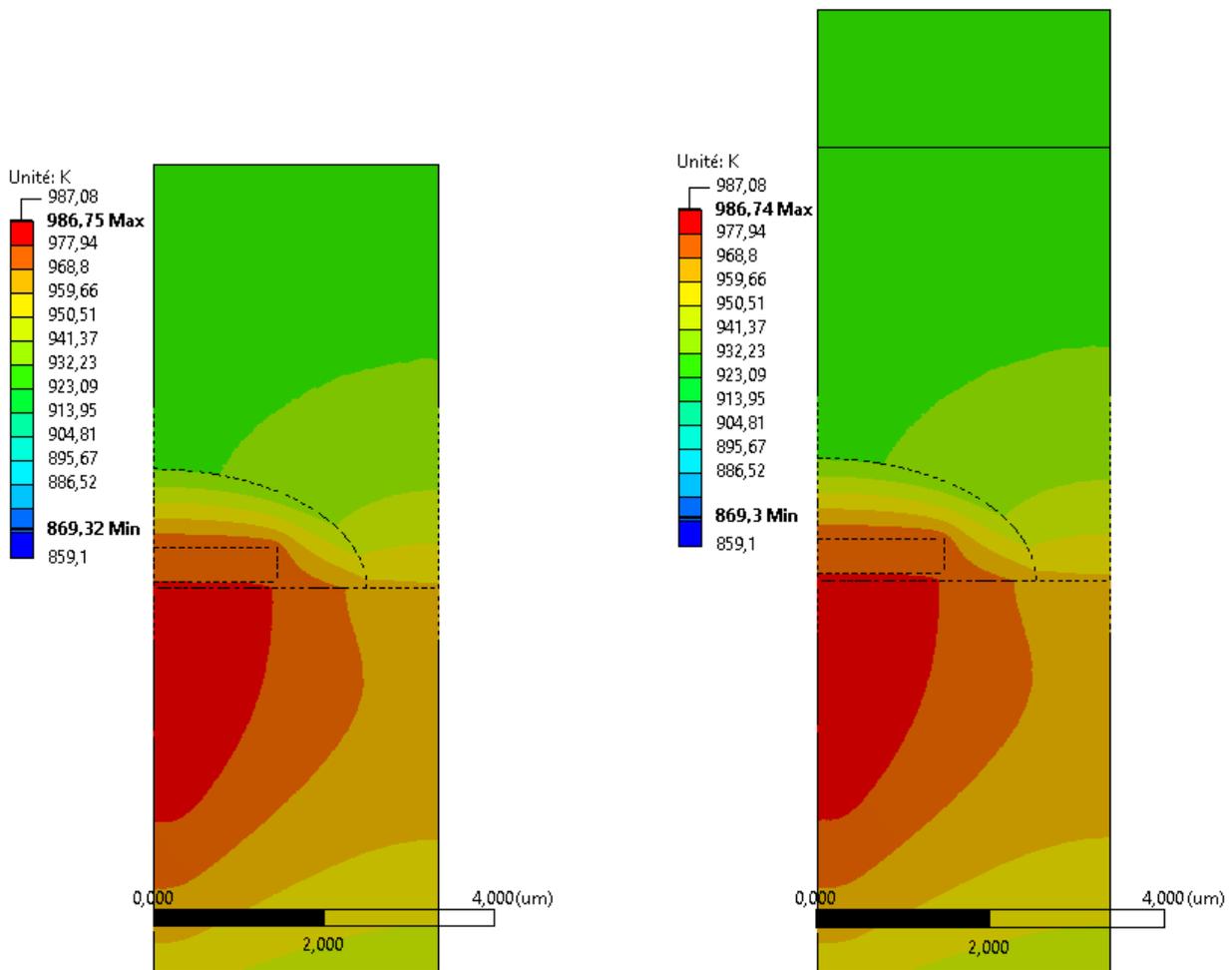
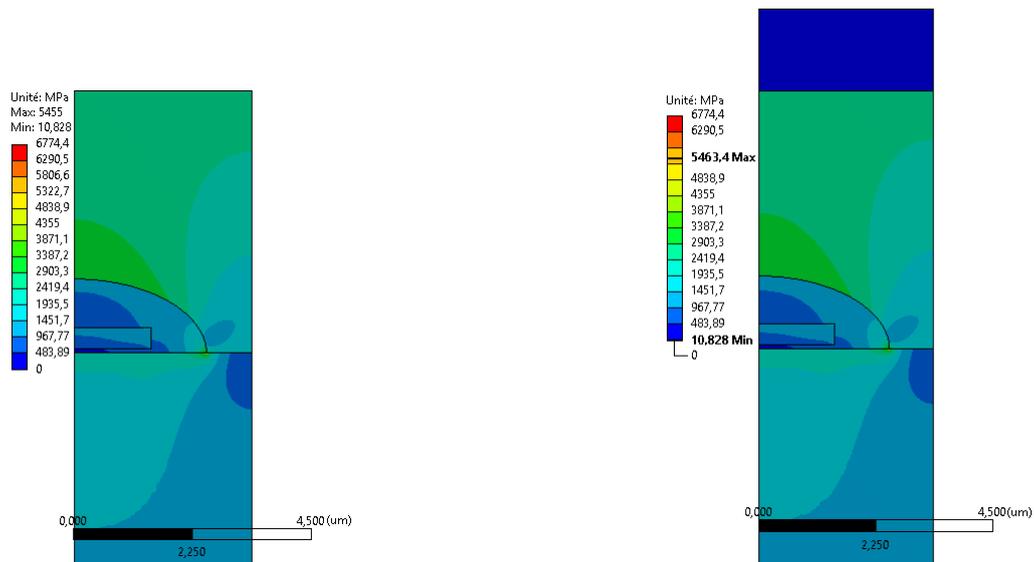


FIGURE III.30 – Cartographie de température pour les géométries avec et sans passivation plan à la fin du court-circuit  $t = 15 \mu\text{s}$

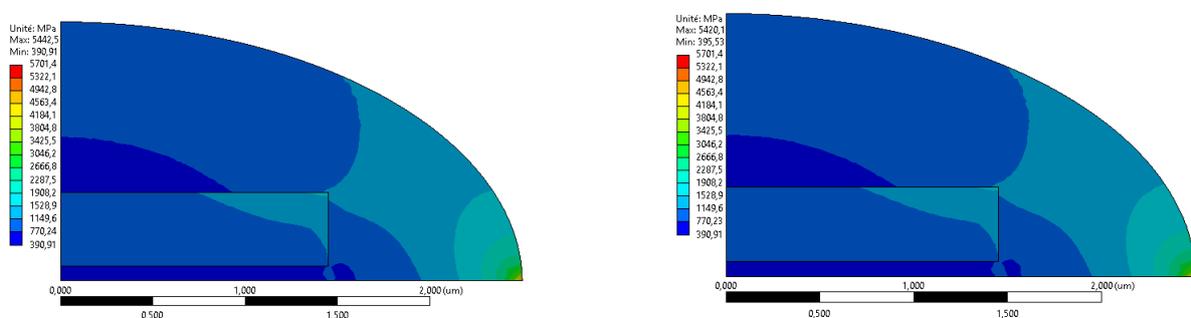


(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans la cellule avec passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.31 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises pour les cellules avec et sans passivation et géométrie plane à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .

Les contraintes équivalentes de Von Mises dans la partie supérieure de la cellule des géométries planes avec et sans passivation sont représentées Figure III.31. Les différences de contraintes équivalentes entre les deux modèles sont négligeables, ce qui est aussi observable pour les contraintes présentées Figure III.32 dans la grille. Ainsi, la réduction de contraintes qui était observable entre les géométries en arche avec et sans passivation n'est plus présente. En réalité, cette réduction de contraintes n'a lieu uniquement car il existe des contraintes supplémentaires sur un modèle à géométrie en arches. Ainsi, il est possible que la réalisation d'une surface plane d'aluminium de surface enlève le besoin d'ajout de passivation sur celui-ci pour en limiter l'endommagement.



(a) Contraintes équivalentes de Von Mises dans l'oxyde de grille du modèle sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

(b) Contraintes équivalentes de Von Mises dans l'oxyde de grille du modèle sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

FIGURE III.32 – Cartographie des contraintes équivalentes de Von Mises dans la grille et l'oxyde de grille pour les géométries planes avec et sans passivation à  $t = 12,7 \mu\text{s}$ .

## III.6 Discussion

Cette partie traite des différentes limites rencontrées et des possibles perspectives pour la modélisation électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET. Il est important de noter que les limites restent valables pour le chapitre IV qui poursuit le travail effectué dans ce chapitre.

### III.6.1 Modèle élasto-plastique

Les contraintes observées dans la partie précédente (III.4.2) révèlent les zones à risques où des fractures ont déjà été observées dans différentes publications. Les valeurs numériques des contraintes de Von Mises dépassent néanmoins grandement les valeurs maximales de résistance élastique et un modèle élastique seul comme utilisé ici n'est donc pas suffisant. La Figure III.33, issue de [99], illustre le comportement élastoplastique générale des matériaux. Dans ce modèle, dès la limite de résistance élastique franchie, la contrainte et la déformation ne sont plus liées par la loi de Hooke. Dans le domaine plastique, le matériau a tendance à se déformer pour une plus faible augmentation de contraintes.

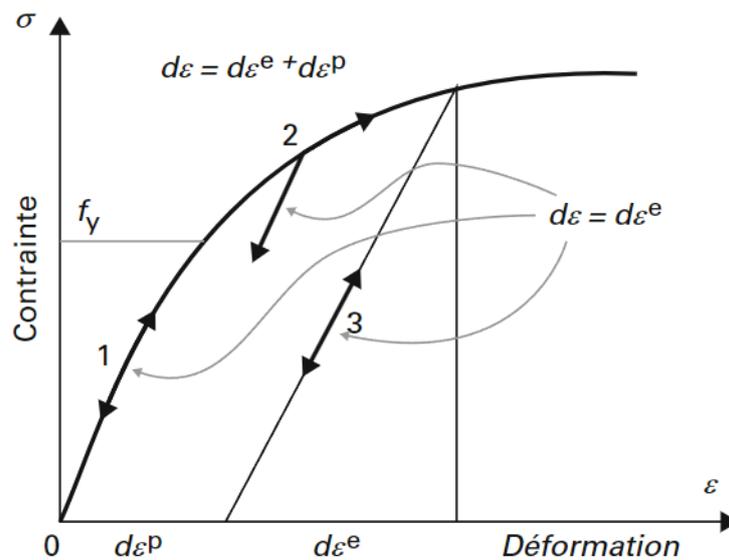


FIGURE III.33 – Lois de comportement élastoplastique [99]

L'intégration d'un tel modèle permettrait la considération de déformations plastiques permanentes et donnerait des valeurs de contraintes moins élevées.

### III.6.2 Fusion de l'aluminium

Sans tenir compte des limitations de la méthode de capacité thermique apparente discutées dans la partie II, la température de fusion de l'aluminium est une piste d'amélioration du modèle global. En effet, cette température de fusion est prise telle que  $T_f = 660$  °C, et cela peu importe la pression. Il est possible que cette température de fusion varie en fonction de la pression. La méthode de la capacité thermique apparente resterait une gaussienne, à la

seule différence que le centre de la gaussienne varierait selon la pression. Si la température de fusion diminue avec la pression, alors la fusion aura lieu plus tôt dans le court-circuit et inversement, si la température de fusion augmente avec la pression, alors la fusion aura lieu plus tard. L'intégration de la variation de température de fusion avec l'aluminium est, a priori, compatible avec la méthode de la capacité thermique apparente, mais pas dans la façon dont elle est implémentée actuellement. Au lieu de renseigner la capacité thermique pour chaque température, il faudrait que la simulation utilise une formule analytique pour l'obtention de  $c_p(T, P)$ , avec  $P$  la pression. Pour ce faire, il faudrait probablement réaliser une subroutine Fortran pour ANSYS et un nouveau modèle `pmi` en C++ pour Sentaurus TCAD.

### III.6.3 Module d'Young pour l'aluminium ou la considération de la phase liquide

L'un des phénomènes mécaniques les plus importants dans les courts-circuits étudiés est la fusion de l'aluminium. Les différents aspects de ce phénomène ont été discutés dans la conclusion III.7. Néanmoins, cette fusion pose un problème de taille dans le modèle actuel. En effet, la fusion est modélisée par la méthode de la capacité thermique apparente qui est un modèle jouant sur l'énergie absorbée. Seule la quantité d'énergie absorbée est modélisée. Le matériau reste solide pour le solveur. D'un point de vue thermique, cette approche est valide car la conduction est prépondérante pour le transfert d'énergie comme vu dans le chapitre II.2.1. Du point de vue mécanique, un solide et un liquide ne se comporte pas de la même façon. Les équations de mécanique du solide déformable ne représente rien pour un fluide. De nouvelles questions se posent :

- Le comportement de la frontière entre un solide et un liquide est différent de celui de la frontière entre deux solides liés totalement. Comment modéliser ce nouveau comportement et uniquement là où l'aluminium est liquide ?
- L'aluminium fondu peut être considéré comme hydrostatique, la pression est donc homogène dans le liquide. Comment le modéliser et comment répartir la pression sur l'interface liquide-solide ?
- Le liquide reste compressible, comment le modéliser ?

La solution envisagée actuellement est l'utilisation d'un élément particulier sous ANSYS. Il s'agit de l'élément HSFLD241 [53] permettant la modélisation d'un fluide hydrostatique. Cet élément est représenté Tableau III.3. L'hypothèse d'encapsulation du liquide doit être néanmoins toujours respectée. La stratégie potentielle est de tuer les éléments solides dépassant une certaine température seuil (la température de fusion a priori) pour les remplacer par les éléments fluides hydrostatiques.

Élément	Forme de l'élément
HSFLD241 2D 4 noeuds DDL : UX, UY, HDSP, PRES	

TABLEAU III.3 – Description de l'élément HSFLD241

Le problème évoqué dans cette partie reste vrai quelle que soit la modélisation de la fusion, tant qu'il s'agit d'une modélisation énergétique. Si la méthode de la capacité thermique effective avait été choisie au lieu de prendre la méthode de la capacité thermique apparente, le problème resterait le même.

### III.7 Conclusion

Un modèle électro-thermo-mécanique permettant la simulation de cellule SiC MOS-FET sous court-circuit a été réalisé dans ce chapitre. Un résumé des physiques et logiciels utilisés pour chaque simulation est présenté sous forme de schéma dans la Figure III.34. Durant tout le chapitre, la prise en compte de la fusion de l'aluminium est réalisée par la méthode de la capacité thermique apparente présentée lors du chapitre précédent.

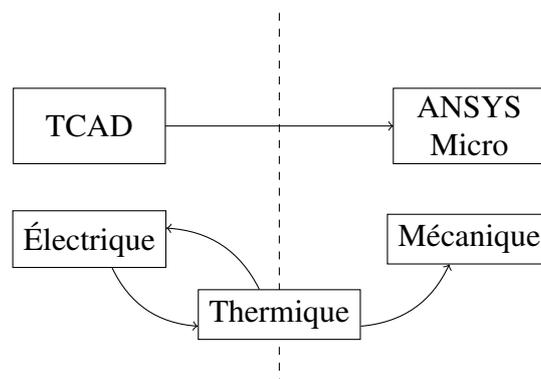


FIGURE III.34 – Schéma récapitulatif des logiciels de simulation ainsi que leur physique

En premier lieu, une simulation d'un modèle électro-thermique est réalisé sur le logiciel de calculs par éléments finis Sentaurus TCAD. Ce modèle est adapté aux courts-circuits par les modèles physiques choisis sous Sentaurus TCAD. Cette simulation prend en entrée les potentiels de chaque électrode :  $V_D$ ,  $V_G$  et  $V_S$ . De cette simulation est obtenues en sortie des cartographies de génération de chaleur à intervalles de temps réguliers, cette génération de chaleur électrique étant responsable de l'importante montée en température. Dans ce modèle, l'aspect électrique génère la chaleur mais l'aspect thermique influe aussi l'aspect électrique par la réduction du courant de drain avec l'augmentation de température.

En second lieu, une simulation thermo-mécanique est réalisée à partir des cartographies de générations de chaleur générées par la simulation électro-thermique. Le passage d'électro-thermique à thermo-mécanique est possible grâce à la passerelle Sentaurus TCAD/ANSYS réalisée dans le chapitre précédent. De la génération de chaleur à chaque instant est ensuite calculée les cartographies de température à chaque instant permettant d'obtenir les contraintes et déplacements dans la cellule par simulation.

De la simulation globale électro-thermo-mécanique, des résultats de température, contraintes et déplacements sur une géométrie de grille et d'oxyde de grille de SiC MOSFET présent dans la littérature ont été obtenus. Des zones de concentrations de contraintes ont notamment été mises en avant et liées avec des observations de fractures.

Après une observation par image MEB d'une nouvelle géométrie de cellule SiC MOSFET au laboratoire, une étude sur l'influence des différences géométriques entre la cellule de référence et la cellule Microchip a été réalisée. Il a été notamment remarqué que la structure elliptique de l'oxyde de grille permettait la réduction des contraintes situées dans la zone où les fractures de l'oxyde de grille ont le plus tendance à apparaître. De plus, une structure en arches crée une nouvelle zone de concentration de contraintes dans l'aluminium de source et nécessite l'ajout d'une passivation au-dessus de cet aluminium afin de limiter l'endommagement de la métallisation de surface.

Le modèle de ce chapitre permet donc l'obtention et l'analyse des contraintes sur une cellule SiC MOSFET prise isolée mais en réalité, une cellule est placée dans une puce et possède donc des cellules voisines. Il existe des défaillances vues dans la section I.3.1.3 qui sont situées sur les coins de la puce. L'effet de la puce sur la cellule est donc à envisager. Le chapitre suivant traitera donc de la modélisation électro-thermo-mécanique d'une puce SiC MOSFET sous court-circuit et de la liaison puce/cellule.



## Chapitre IV

# Modélisation électro-thermo-mécanique d'une puce

### IV.1 Introduction et motivations

Dans le chapitre III, un modèle électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET a été réalisé. Ce modèle prend en entrée les conditions électriques  $V_{DS}$  et  $V_{GS}$  ainsi que la durée du court-circuit  $t_{CC}$  pour en calculer les cartographies de température, de déplacements et de contraintes. En revanche, ce modèle ne tient pas compte de l'environnement avoisinant la cellule.

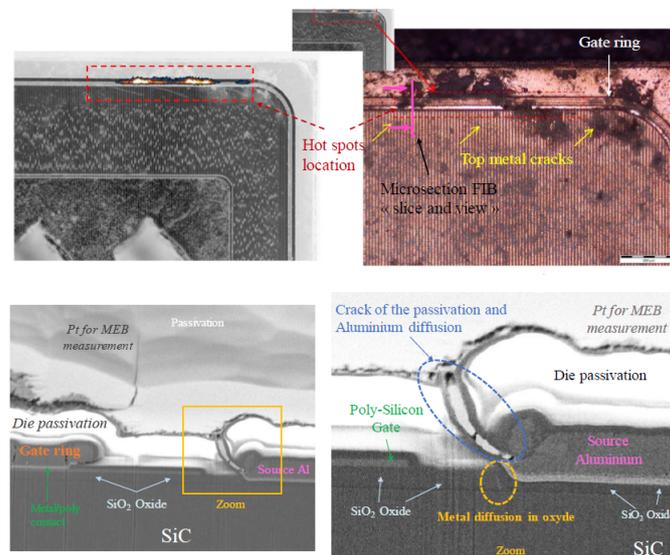


FIGURE IV.1 – En haut à gauche, image LIT à 25 Hz. En haut à droite, images au microscope optique de la zone présentant des points chauds. En bas à gauche, image MEB de la microsection FIB. En bas à droite, zoom de l'image MEB. [25]

La Figure IV.1 provenant de la thèse de F. Boige [25] met en exergue un défaut particulier qui arrive proche d'un coin de la puce. Il a été remarqué, notamment par F. Boige [25] et A. Castellazi [24], que certaines dégradations ont lieu sur le bord de la puce. L'origine de ces

dégradations semble provenir de leur proximité avec le coin de la puce qui semble augmenter les contraintes mécaniques et permettrait donc une rupture de la passivation puis un contact entre la grille et la source. La géométrie et ses déplacements de la puce ont donc probablement un effet sur les cellules. Il est donc nécessaire de ne pas seulement regarder à l'échelle de la cellule pour les dégradations, mais aussi à l'échelle de la puce. Le défaut a d'abord été repéré par thermographie infrarouge à très haute sensibilité (Lock-In Thermography LIT) pour être ensuite observé au microscope optique puis au MEB.

Dans la partie précédente III, une cellule est considérée hors du contexte de la puce. Ses conditions de bord reposent sur l'hypothèse d'une répétition infinie de cellules sur l'axe  $x$ . Cette hypothèse peut s'avérer vraie au centre de la puce, mais sur un bord de la puce, cette hypothèse n'est plus vérifiée. Il est donc possible que la position de la cellule à l'intérieur de la puce puisse avoir un effet sur les contraintes intérieures de cette cellule. Ainsi, les cellules créent l'échauffement qui déforme la cellule et la puce par la dilatation thermique. La position de la cellule dans la puce influe sur les déplacements de la cellule. Il s'agit donc d'un problème multi-échelle : la cellule à l'échelle microscopique et la puce à l'échelle macroscopique. Ce chapitre traite de la mise en place d'une méthode pour la modélisation multi-échelle et multi-physique d'une puce SiC MOSFET.

L'objectif est donc de tenir compte de la position de la cellule dans la puce pour la simulation de cette cellule. Il existe différentes méthodes permettant une modélisation multi-échelle, quelques unes sont citées ci-dessous :

- Les macro-éléments [100], méthode qui divise le modèle complet en sous-domaine afin de résoudre des modèles locaux de chaque sous-domaine. Ces sous-domaines sont ensuite assemblés en tenant compte des problèmes aux limites entre chaque sous-domaine.
- FE2 [101], méthode qui utilise le modèle éléments finis d'une cellule unitaire représentant la structure hétérogène avec des lois locales à cette cellule. Des relations de changement d'échelle permettent de lier l'échelle microscopique à l'échelle macroscopique.
- L'homogénéisation [102], méthode qui réalise la simplification du matériau hétérogène afin qu'il soit considéré comme un matériau homogène dans la simulation macroscopique.

Pour la réalisation d'un premier modèle multi-échelle, la méthode d'homogénéisation est choisie. Cette méthode est déjà implémentée dans ANSYS et se combine facilement avec la méthode de la capacité thermique apparente.

Pour ce faire, une simulation intermédiaire de la puce est réalisée. Cette dernière utilise un modèle 1D de génération de chaleur qui est obtenue à partir de la passerelle de la partie II.3 pour fournir des conditions de bords à la simulation mécanique de la cellule.

Les différentes liaisons entre simulations sont représentées Figure IV.2. Afin de réaliser cette simulation macroscopique de la puce, une homogénéisation de la structure de grille est nécessaire due à la différence d'échelle entre la géométrie de la cellule et celle de la puce. De même, une homogénéisation de cette génération de chaleur est réalisée car l'entrée de la simulation thermo-mécanique nécessite une finesse de maillage qui est difficilement atteignable sur la simulation de la puce. Le passage de l'échelle macroscopique à microscopique sera ensuite explicité pour finalement terminer sur des simulations multi-échelles électro-thermo-mécanique de transistors SiC MOSFET.

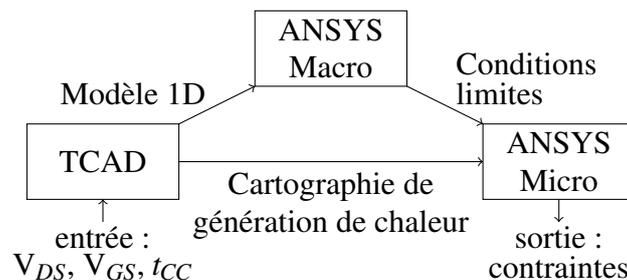


FIGURE IV.2 – Organigramme des simulations pour une puce SiC MOSFET

## IV.2 Modèle macroscopique d'une puce

Afin de tenir compte de la déformation globale de la puce pour la simulation de la cellule, une simulation intermédiaire de la puce soumise à l'échauffement du court-circuit est réalisée. Cette simulation prend en entrée le profil vertical de l'échauffement dû au court-circuit et donne en sortie la cartographie des contraintes et des déformations dû à la dilatation thermique de la puce. Le maillage à l'échelle de toute la puce ne peut qu'être trop grossier pour représenter la géométrie de grille pour chaque cellule. La méthode choisie pour simplifier la structure est l'homogénéisation de celle-ci.

Le principe de la méthode d'homogénéisation est de considérer le matériau qui est hétérogène à l'échelle microscopique comme homogène à l'échelle macroscopique. Dans le cas de ce modèle, la structure hétérogène qui sera homogénéisée est la fine couche contenant la grille. Cette homogénéisation est traitée plus en profondeur dans la partie IV.2.1. Il est donc possible de faire un modèle de la puce complète avec seulement trois matériaux comme représenté Figure IV.3.

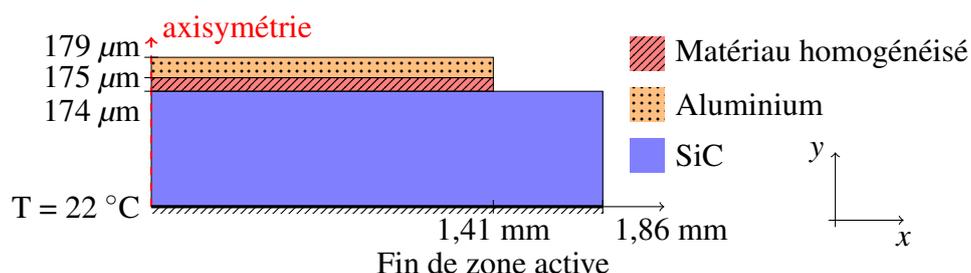
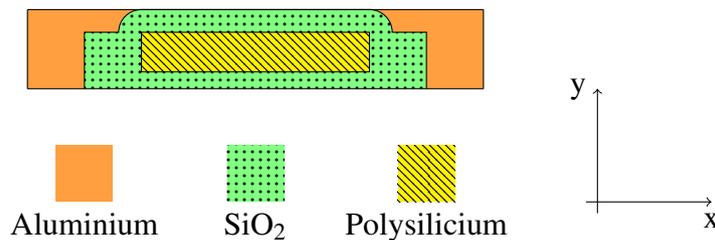


FIGURE IV.3 – Modélisation axisymétrique d'une puce SiC MOSFET

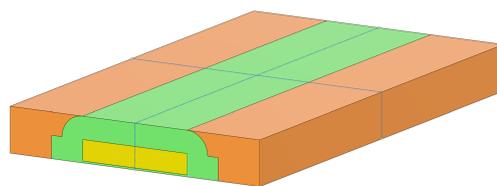
La puce est représentée par un modèle axisymétrique, soit une symétrie axiale, de surface équivalente à une puce réelle de surface active  $2,5 \text{ mm}^2$  et de surface totale  $3,3 \text{ mm}^2$ . D'un point de vue thermique, tous les bords de la puce sont adiabatiques (Conditions de Neumann) excepté le bord inférieur qui est le contact avec le joint de brasure, qui lui est un puit thermique à  $22 \text{ °C}$  (Condition de Dirichlet). Pour le modèle mécanique, l'axe d'axisymétrie est donc une condition de glissement sans frottement. Cela permet des mouvements libres dans la direction de l'axe d'axisymétrie et contraint les mouvements dans la direction normale à cet axe. Le bord inférieur est, quand à lui, encastré pour simuler le contact avec le joint de brasure. Cette dernière condition est potentiellement invalide si une déformation trop grande apparaît sur ce bord. Le joint de brasure étant plus ductile que le SiC, il devrait être celui qui absorbe le déplacement.

### IV.2.1 Homogénéisation de la structure de grille à l'échelle de la puce

Ainsi, la fine couche de  $1 \text{ }\mu\text{m}$  d'épaisseur contenant la structure de grille a été homogénéisée. L'homogénéisation consiste à considérer la structure hétérogène comme un matériau homogène [52], [103]. À partir de la géométrie et des propriétés des matériaux de la structure à homogénéiser, un calcul en éléments finis réalisé par ANSYS ici et expliqué plus loin, permet de déterminer les caractéristiques du nouveau matériau. La Figure IV.4 représente la structure qui sera homogénéisée pour la puce SiC MOSFET.



(a) Représentation du RVE dans le plan  $(x, y)$ .



(b) Représentation du RVE en dans l'espace.

FIGURE IV.4 – schéma de la structure à homogénéiser.

Cette structure est le plus petit motif périodique qui compose la grille. Elle est le *Representative Volume Element* (RVE), la structure unitaire qui compose de façon périodique la couche de la structure de grille. Pour homogénéiser une structure, il est nécessaire de connaître sa géométrie ainsi que les propriétés des matériaux la composant. Chacun des matériaux la constituant est considéré comme un matériau élastique linéaire, ce qui est une hypothèse obligatoire pour que ANSYS calcule les propriétés physiques du nouveau matériau. De plus, le RVE possède deux plans de symétrie orthogonaux. Le plus évident est le plan coupant le RVE en deux en son centre qui est le plan de normal  $\vec{x}$ . Le second plan est le plan  $(x, y)$  car la

structure se prolonge à l'infini selon l'axe  $\vec{x} \wedge \vec{y}$ . Les deux plans de symétrie sont représentés Figure IV.4 (b) en pointillés sur la structure. Car ses deux plans de symétrie sont orthogonaux, le matériau homogénéisé peut être considéré comme orthotrope.

ANSYS utilise une résolution par éléments finis pour obtenir les propriétés du nouveau matériau. Pour ce faire, il déforme virtuellement le RVE et en déduit les caractéristiques [104]. Pour une cellule unitaire périodique orthotrope et élastique, la relation liant contraintes et déformations (loi de Hooke généralisée) s'écrit :

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & & & \\ D_{21} & D_{22} & D_{23} & & & \\ D_{31} & D_{32} & D_{33} & & & \\ & & & D_{44} & & \\ & & & & D_{55} & \\ & & & & & D_{66} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix} = [\mathbf{D}] \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.1})$$

Avec  $[\mathbf{D}]$  le tenseur des rigidités. Ainsi, si une déformation  $\epsilon_x$  dans la direction  $\vec{x}$  est appliquée au modèle du RVE, alors la première colonne de l'équation tensorielle IV.1 est obtenue :

$$\begin{pmatrix} D_{11} \\ D_{21} \\ D_{31} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \frac{1}{\epsilon_x} \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.2})$$

Pour obtenir les contraintes  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  et  $\sigma_z$ , les forces sont intégrées sur les faces correspondantes. Par exemple, pour une cellule de longueur  $L_x$ ,  $\sigma_x$  est intégré sur la face en  $x = L_x$  de plan normal  $\vec{x}$ . De cette sorte, avec l'équation IV.2, les coefficients  $D_{11}$ ,  $D_{21}$  et  $D_{31}$  du tenseur des rigidités sont obtenus. Pour obtenir toute la matrice d'élasticité, il faut donc répéter l'opération sur les autres déplacements, ce qui donne en tout trois essais de tractions et trois essais de cisaillements.

Finalement, une fois tous les paramètres du tenseur des rigidités  $\mathbf{D}$  obtenus, les modules d'Young, coefficient de Poisson et les modules de cisaillements sont obtenus en calculant l'inverse de  $\mathbf{D}$  qui donne le tenseur des souplesses  $\mathbf{C}$  tel que :

$$[\mathbf{C}] = [\mathbf{D}]^{-1} \quad (\text{IV.3})$$

$$[\mathbf{C}] = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_x} & \frac{-\nu_{yx}}{E_y} & \frac{-\nu_{zx}}{E_z} & & & \\ \frac{-\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & \frac{-\nu_{zy}}{E_z} & & & \\ \frac{-\nu_{xz}}{E_x} & \frac{-\nu_{yz}}{E_y} & \frac{1}{E_z} & & & \\ & & & \frac{1}{G_{xy}} & & \\ & & & & \frac{1}{G_{yz}} & \\ & & & & & \frac{1}{G_{xz}} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.4})$$

Afin de déterminer les coefficients de dilatation thermique dans chaque direction, une idée similaire à celle pour obtenir le tenseur  $\mathbf{D}$  est utilisée. Soit le tenseur des déformations :

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = \{\boldsymbol{\varepsilon}^{th}\} + [\mathbf{D}]^{-1}\{\boldsymbol{\sigma}\} \quad (\text{IV.5})$$

Avec  $\{\boldsymbol{\varepsilon}^{th}\}$  les déformations thermiques :

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}^{th}\} = \Delta T \begin{pmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_z \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (\text{IV.6})$$

Avec :

$$\begin{array}{lll} \Delta T & \text{Augmentation de température} & [\text{K}] \\ \alpha_{x,y,z} & \text{Le coefficient de dilatation thermique} & [\text{K}^{-1}] \end{array}$$

D'où, si  $\{\boldsymbol{\varepsilon}\}$  est pris nul :

$$\begin{pmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_z \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = -\frac{1}{\Delta T} [\mathbf{D}]^{-1}\{\boldsymbol{\sigma}\} \quad (\text{IV.7})$$

Le tenseur  $\mathbf{D}$  est connu par les essais de tractions et cisaillements virtuels réalisés au préalable. Il est remarquable qu'un seul test est requis pour obtenir les coefficients de dilatation thermique dans chaque direction.

La même méthode que pour les paramètres mécaniques est appliquée pour la conductivité thermique. Trois tests sont requis dans lesquels une différence de température entre chaque face opposée est appliquée. D'après la Loi de Fourier :

$$\begin{pmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \lambda_x & & \\ & \lambda_y & \\ & & \lambda_z \end{pmatrix} \nabla T \quad (\text{IV.8})$$

Avec :

$q_{x,y,z}$	Flux de chaleur dans la direction x, y ou z	[W]
$\lambda_{x,y,z}$	Conductivité thermique dans la direction x, y ou z	[W · m <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]

Ainsi, si un gradient de température est appliqué selon une direction, il est possible d'en déterminer directement la conductivité thermique associée. Par exemple, si un gradient de température est appliqué selon x, alors :

$$\begin{pmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{pmatrix} = -\lambda_x \begin{pmatrix} \frac{\partial T}{\partial x} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (\text{IV.9})$$

D'où finalement :

$$\lambda_x = -\frac{q_x}{\frac{\partial T}{\partial x}} \quad (\text{IV.10})$$

ANSYS ne tient pas compte de la dépendance en température lors de l'homogénéisation, il est donc important de la ré-instaurer pour les propriétés importantes. Pour la capacité thermique massique  $c_p(T)$ , une moyenne à chaque température est réalisée. Il peut être tentant, par la connaissance de la géométrie, de réaliser cette moyenne par le volume mais la capacité thermique est une grandeur extensive (ie : si la quantité du corps quelconque est doublée, il faut doubler l'énergie apportée). Soit un système composé de n sous-systèmes avec les capacités thermiques de chaque sous-système connues, la capacité thermique totale peut s'écrire :

$$C_{p,\text{éq}} = \sum_i^n C_{p,i} \quad (\text{IV.11})$$

Avec :

$C_{p,\text{éq}}$	La capacité thermique du système complet	[J · K <sup>-1</sup> ]
$C_{p,i}$	La capacité thermique du sous-système <i>i</i>	[J · K <sup>-1</sup> ]

Or :

$$C_{p,\text{éq}} = m_{\text{tot}} c_{p,\text{éq}} \quad (\text{IV.12})$$

D'où :

$$c_{p,\text{éq}}(T) = \frac{\sum_i^n m_i c_{p,i}(T)}{m_{\text{tot}}} \quad (\text{IV.13})$$

Avec :

$m_{\text{tot}}$	Masse totale du système	[kg]
$m_i$	Masse du sous-système $i$	[kg]
$c_{p,\text{éq}}$	La capacité thermique massique équivalente du système	[J · kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]
$c_{p,i}$	La capacité thermique massique du sous-système $i$	[J · kg <sup>-1</sup> · K <sup>-1</sup> ]

Ainsi, l'équation IV.13 donne la formule pour homogénéiser la capacité thermique massique pour chaque température permettant ainsi de tenir compte de la fusion de l'aluminium pour le matériau homogénéisé. Il est donc possible de modifier la capacité thermique massique afin d'y rentrer la capacité thermique massique trouvée par moyenne à chaque température après l'homogénéisation que réalise ANSYS.

La modélisation de la conductivité thermique est plus complexe. En effet, la conductivité équivalente du matériau orthotrope n'est pas une moyenne de la conductivité thermique de chaque matériau le constituant. L'influence de la conductivité thermique de l'aluminium dans chaque direction est différente. Il est donc nécessaire de réaliser les calculs d'homogénéisation de cette conductivité à différentes températures afin d'obtenir la conductivité thermique orthotrope en fonction de la température. Après les calculs d'homogénéisation de structure réalisés par ANSYS, la variation de conductivité thermique avant et après la température de fusion est faible (< 0,4 % au maximum). La conductivité thermique est donc choisie constante dans chaque phase. De même, à l'issue des calculs, la conductivité thermique a priori orthotrope, est trouvée isotrope. Finalement, la conductivité thermique pour les températures inférieures à 660 °C est  $\lambda = 12,1 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et pour les températures supérieures à 660 °C est  $\lambda = 11,6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ .

### IV.3 Approximation 1D de génération de chaleur à l'échelle de la puce

Le manque de finesse horizontale du maillage de la puce empêche de représenter les importantes variations horizontales de génération de chaleur. En effet, le canal JFET, région qui génère le maximum de chaleur sur la Figure IV.5, est de  $2\ \mu\text{m}$  de largeur. Il faudrait donc un maillage qui soit de l'ordre de  $10^{-6}\ \text{m}$  dans cette direction, ce qui demanderait une grande quantité d'éléments. De même que pour la partie IV.2.1, l'idée est d'homogénéiser la génération de chaleur dans le plan horizontal, afin d'obtenir une génération de chaleur moyenne en fonction de la profondeur dans la puce, soit selon l'axe  $y$ . La Figure IV.5 représente la génération de chaleur par le courant d'électrons sur Sentaurus TCAD à  $t = 10\ \mu\text{s}$ . Le rectangle rouge est un volume possible sur lequel est réalisée la moyenne. La cellule est ainsi partagée en plusieurs intervalles dans sa profondeur. Plus le nombre d'intervalles est grand, plus l'homogénéisation sur la profondeur sera précise.

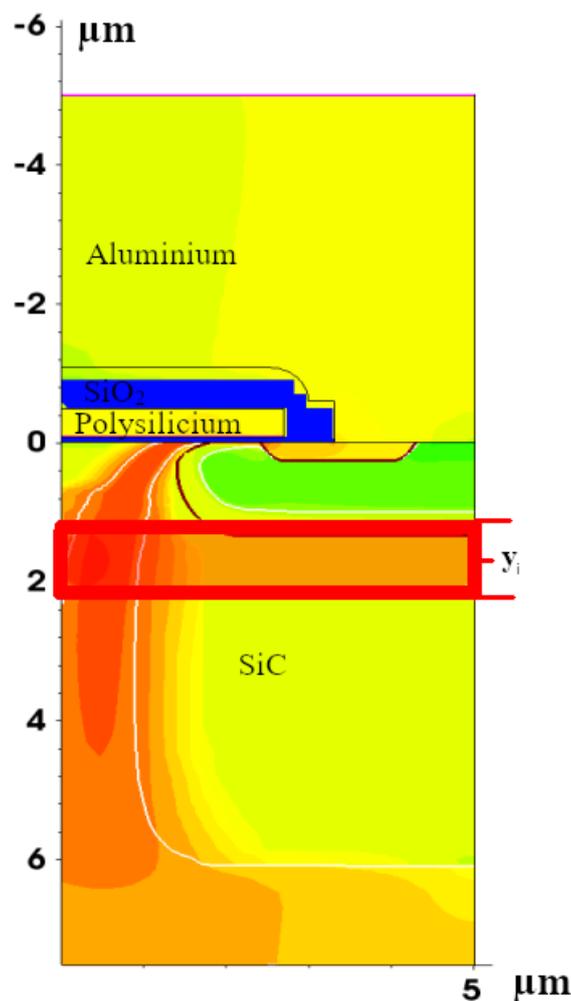


FIGURE IV.5 – Génération de chaleur par le courant d'électrons sur Sentaurus TCAD à  $t = 10\ \mu\text{s}$

L'homogénéisation de la génération de chaleur est réalisée en théorie sur toute la profondeur de la cellule. La cellule est divisée en  $n$  intervalles de centre  $(y_i)_{i \in [1, n]}$  et d'épaisseur  $\Delta y$ . Un intervalle de centre  $y_i$  est présenté sur la Figure IV.5. L'axe horizontal de cette figure est l'axe  $x$  (longueur) et l'axe vertical est l'axe  $y$  (profondeur). Si la puissance dissipée par effet Joule en tout point  $(x, y)$  est notée  $g(x, y)$ , alors la génération de chaleur intégrée  $f$  au point  $y_i$  est donnée par :

$$f(y_i) = \frac{1}{\Delta y \Delta x} \int_0^{\Delta x} \int_{y_i - \frac{\Delta y}{2}}^{y_i + \frac{\Delta y}{2}} g(x, y) dy dx \quad (\text{IV.14})$$

Avec :

$\Delta x$	Largeur de la cellule	[m]
$\Delta y$	Épaisseur d'une tranche	[m]
$g$	Génération de chaleur	[W · m <sup>-3</sup> ]
$f$	Génération de chaleur par intégration	[W · m <sup>-3</sup> ]

Cette intégrale se calcule numériquement en reprenant l'interpolation barycentrique triangulaire réalisée en partie II.3.3. Ainsi, une nappe de la génération de chaleur est réalisée à l'aide de la passerelle précédemment réalisée, nappe qui doit servir à l'intégration de l'équation IV.14. La fonction `scipy.integrate.dblquad` [105] sous Python est utilisée, elle-même faisant appel à la routine FORTRAN `qagse` de la librairie QUADPACK [106]. Cette moyenne est similaire à celle utilisée dans [45]. La génération de chaleur est maintenant la valeur de la moyenne volumique à chaque point  $(y_i)_{i \in [1, n]}$ . Entre chaque point  $(y_i)_{i \in [1, n]}$ , cette génération de chaleur est finalement linéairement interpolée afin d'obtenir finalement une interpolation linéaire par morceaux de la génération de chaleur moyenne.

Il aurait été possible de considérer une simple intégrale qui est donc sur une ligne et non une surface de la sorte :

$$f(y_i) = \frac{1}{\Delta x} \int_0^{\Delta x} g(x, y_i) dx \quad (\text{IV.15})$$

Mais le fait d'utiliser une surface et non une ligne permet de considérer, même avec peu de points de calculs  $(y_i)_{i \in [1, n]}$ , toute la génération de chaleur. La génération de chaleur approximée fournie par IV.15 pourrait ne pas tenir compte de pics d'échauffement.

Sur la simulation de cellule SiC MOSFET en court-circuit de la partie III, cette homogénéisation de la génération de chaleur est représentée Figure IV.6 en bleu. Par comparaison, la courbe orange est un modèle trouvé dans la littérature généralement utilisé pour la simulation sur modèle 1D de cellule [47], [107], [108], [31], [109]. Le zéro de l'axe des abscisses correspond à l'interface entre le SiO<sub>2</sub> et le SiC, l'axe étant le même que celui sur la Figure IV.5.

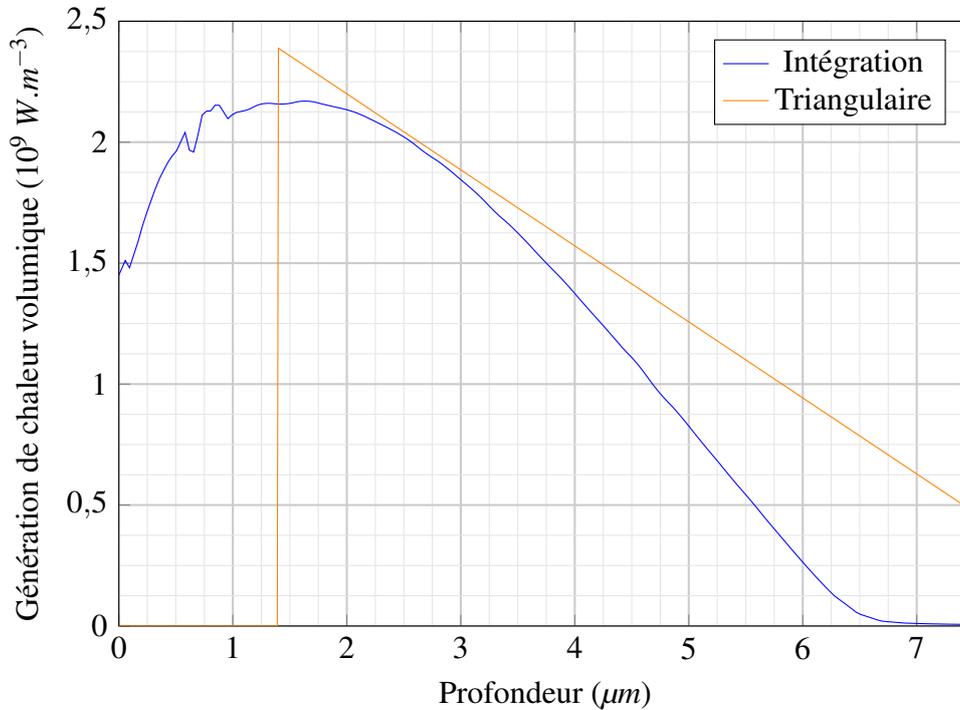


FIGURE IV.6 – Génération de chaleur volumique en fonction de la profondeur.

La Figure IV.7 représente l'application désirée de cette génération de chaleur au modèle de la puce. La courbe bleue est la valeur de la génération de chaleur en fonction de la profondeur. La zone rouge dans le carbure de silicium représente la zone d'application de cette génération de chaleur.

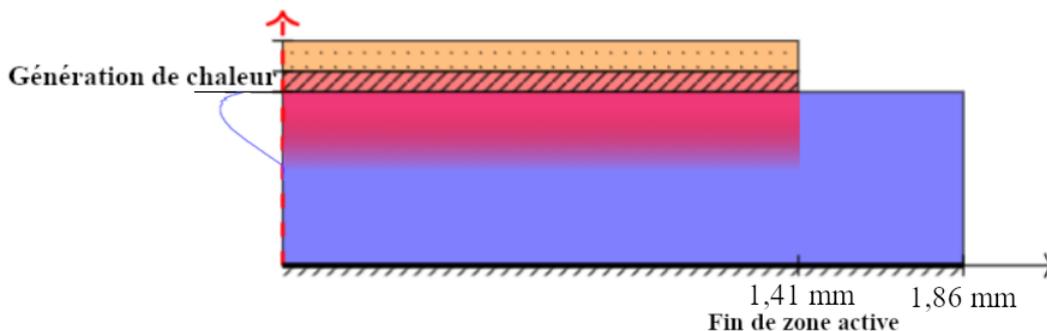


FIGURE IV.7 – Schéma représentant l'application désirée de la génération de chaleur moyenne.

Le modèle triangulaire a été obtenu selon les formules décrites par Wang [108]. Ce modèle est représenté à côté d'une cellule pour y relier la géométrie de celle-ci sur la Figure IV.8.

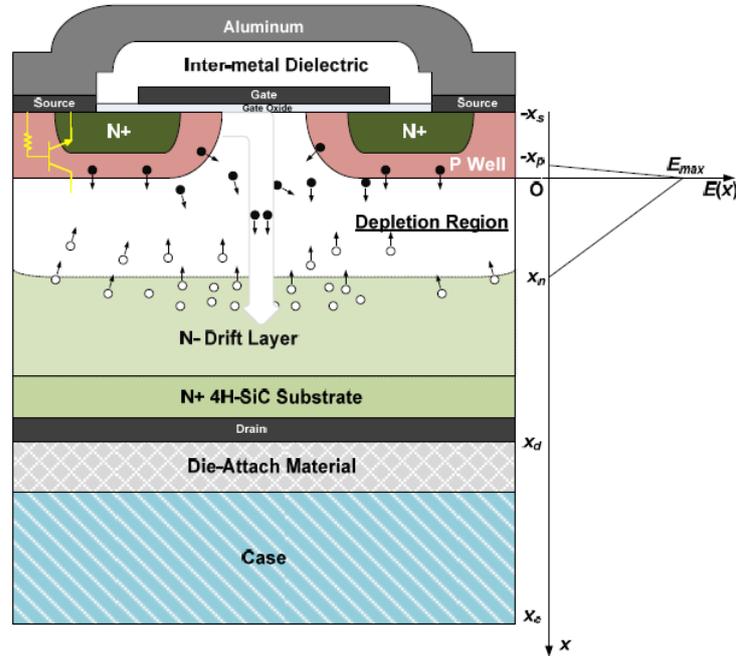


FIGURE IV.8 – Représentation du champ électrique et du courant bipolaire lors d'un court-circuit par Wang [108]

Il est important de remarquer qu'une base différente est utilisée car l'origine du repère est situé au niveau de la jonction plane Pwell/Ndrift. Le triangle est donc translaté sur la Figure IV.6. Dans le repère de Wang (Figure IV.8), les coordonnées du triangle sont :

$$x_p = \frac{N_D}{N_D + N_A} \sqrt{\frac{2\epsilon_s}{q} \left( \frac{N_D + N_A}{N_D N_A} \right) V_{DS}} \quad (\text{IV.16})$$

$$x_n = \frac{N_A}{N_D + N_A} \sqrt{\frac{2\epsilon_s}{q} \left( \frac{N_D + N_A}{N_D N_A} \right) V_{DS}} \quad (\text{IV.17})$$

Avec :

$\epsilon_s$	La permittivité relative du 4H-SiC provenant du fichier 4HSiC.par de Sentaurus TCAD	[-]
$V_{DS}$	La tension entre le drain et la source	[V]

Le modèle triangulaire ne donne pour l'instant que l'aspect du champ électrostatique, la génération de chaleur est ensuite obtenue de la sorte :

$$Q = \frac{E(x)i(t)}{S} \quad (\text{IV.18})$$

Avec :

$i(t)$	Intensité du courant à l'instant $t$	[A]
$S$	Surface active de la puce	[m <sup>2</sup> ]

Le modèle classique pourrait être utilisé mais, même si la puissance totale est égale, la répartition de la puissance dissipée entre la génération de chaleur moyennée et le modèle classique semble très différente. Le modèle triangulaire n'admet aucune puissance dans l'épaisseur de la couche Pwell, là où le modèle obtenu est maximal. Pascal [47] montre l'importance d'une bonne modélisation de génération de puissance volumique sur la répartition de la température pour les phénomènes transitoires.

L'objectif est d'intégrer un modèle de génération de chaleur dans ANSYS qui est le plus fidèle à la simulation Sentaurus TCAD . Le modèle par intégration serait idéal, s'il était possible de le saisir simplement dans ANSYS, or ce n'est pas le cas ici. Pour chaque noeud ANSYS, il faudrait obtenir l'intervalle  $[y_{i-\frac{\Delta y}{2}}, y_{i+\frac{\Delta y}{2}}]$  dans lequel il se trouve pour ensuite lui donner sa valeur de génération de chaleur par la commande `BF, Node, HGEN, Valeur` [75]. Il est possible d'utiliser les opérateurs booléens en APDL pour automatiser l'attribution de génération de chaleur, mais il faut pour cela un modèle plus simple. L'objectif maintenant est donc de proposer une approximation simple du modèle par intégration (IV.14).

### IV.3.1 Approximation par des fonctions trapèzes

Afin d'approximer le modèle par intégration présenté Figure IV.6, des fonctions trili-néaires sont considérées. Il est possible de séparer la courbe bleue de la Figure IV.6 en quatre parties : une partie croissante, une partie constante et ensuite une partie décroissante jusqu'à zéro pour terminer sur une partie nulle. Il est donc possible d'approcher cette courbe par des fonctions linéaires par morceaux. Ces fonctions sont définies telles que :

$$\mathbb{R}^+ \rightarrow \mathbb{R}^+$$

$$f_{\tau} : y \mapsto \begin{cases} Q_0 + \frac{Q_1 - Q_0}{y_1} y & \text{si } y \in [0, y_1] \\ Q_1 & \text{si } y \in ]y_1, y_2] \\ Q_1 + \frac{Q_1}{y_3 - y_2} (y_2 - y) & \text{si } y \in ]y_2, y_3] \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{IV.19})$$

Avec :

$Q_0$ et $Q_1$	Génération de chaleur	[W · m <sup>-3</sup> ]
$y_1, y_2$ et $y_3$	Profondeur	[m]

Les fonctions de la forme (IV.19) sont nommées fonctions trapèzes. L'ensemble des fonctions trapèzes est noté  $S$ . Une fonction trapèze est entièrement définie par les 5 paramètres  $Q_0$ ,  $Q_1$ ,  $y_1$ ,  $y_2$ ,  $y_3$  et ils sont donc les paramètres qu'il faut fixer pour que la fonction trapèze épouse au mieux le modèle par intégration (courbe bleue de la Figure IV.6). Un exemple de fonction trapèze est représenté Figure IV.9 en rouge.  $Q_0$  est choisi arbitrairement comme la valeur de la génération de chaleur à  $y = 0 \mu\text{m}$ , il reste donc 4 paramètres à déterminer. Une condition à prendre en compte est la conservation d'énergie entre le modèle par intégration et le modèle trapézoïdale. Ainsi, l'égalité de puissance dissipée sur toute la profondeur peut être formulée comme :

$$\int_0^e f_{\tau}(x)dx = \int_0^e f(x)dx \quad (\text{IV.20})$$

Avec :

$e$	Épaisseur de la puce	[m]
$f_{\tau}$	Fonction trapèze	[W · m <sup>-3</sup> ]
$f$	Génération de chaleur volumique du modèle par intégration	[W · m <sup>-3</sup> ]

L'épaisseur  $e$  de la puce est de  $174 \mu\text{m}$  dans ces travaux.

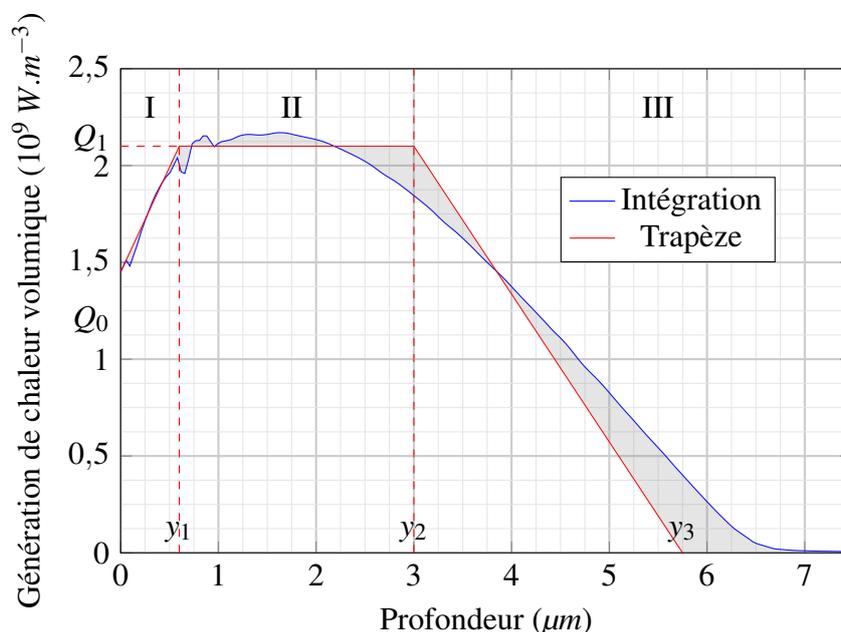


FIGURE IV.9 – Approximation de la génération de chaleur

Trois conditions sur la puissance sont établies, il s'agit de l'égalité d'intégrale sur chaque partie du trapèze. Comme visible sur la Figure IV.9, le domaine  $\mathbb{R}^+$  est divisé en 3 : I, II et III. Sur chaque sous-domaine, l'intégrale de la fonction trapèze (en rouge) doit être égale à l'intégrale de la génération de chaleur par intégration (en bleu). Ces conditions permettent une répartition de puissance égale par domaine. Ces conditions donnent pour le domaine I :

$$\frac{1}{2}(Q_0 + Q_1)y_1 = \int_0^{y_1} f(y)dy \quad (\text{IV.21})$$

Pour le domaine II :

$$Q_1(y_2 - y_1) = \int_{y_1}^{y_2} f(y)dy \quad (\text{IV.22})$$

Et finalement pour le domaine III :

$$\frac{1}{2}Q_1(y_3 - y_2) = \int_{y_2}^e f(y)dy \quad (\text{IV.23})$$

Il est à noter que ces 3 conditions sur la densité de puissance sont plus fortes que la condition sur la densité de puissance totale. En effet, la somme des équations (IV.21), (IV.22), (IV.23), donne la puissance totale, l'équation (IV.20).

Quatre paramètres sont à déterminer ( $Q_1, y_1, y_2, y_3$ ) mais seulement 3 conditions sont à disposition. Si  $y_1$  est choisi, alors (IV.21) donne  $Q_1$ , (IV.22) donne  $y_2$  par l'utilisation de l'algorithme de Newton-Raphson [105] et finalement, (IV.23) permet de trouver  $y_3$ . L'objectif est donc maintenant de déterminer judicieusement  $y_1$  pour que la fonction trapèze épouse au mieux la génération de chaleur linéique. Ceci revient à trouver  $f_\tau$ , la fonction trapèze qui minimise la distance entre elle et le modèle par intégration. Ceci se traduit algébriquement par :

$$\int_0^e |f(y) - f_\tau(y)|dy = \min_{f_{\text{app}} \in S} \left( \int_0^e |f(y) - f_{\text{app}}(y)|dy \right) \quad (\text{IV.24})$$

L'intégrale de la différence est représentée par l'aire grise sur la Figure IV.9. Physiquement, (IV.24) représente la différence de répartition de la densité de puissance. Il ne s'agit pas de la différence de puissance car les conditions (IV.21), (IV.22), (IV.23) impliquent l'égalité de puissance totale. Soit l'erreur relative définie par :

$$\epsilon_\tau = \frac{\int_0^e |f(y) - f_\tau(y)|dy}{\int_0^e |f(y)|dy} \quad (\text{IV.25})$$

$\varepsilon_\tau$  est tracée pour différents  $y_1$  sur la Figure IV.10. Cette grandeur est l'erreur relative par rapport à la puissance totale dissipée et est proportionnelle à l'erreur  $\int_0^\infty |f(y) - f_\tau(y)| dy$ . Pour  $y_1 = 0,71 \mu\text{m}$ , l'erreur est minimum avec une erreur relative de 2,6%. Il est notable que  $y_1$  ne dépasse pas  $0,73 \mu\text{m}$  sur la Figure IV.10. Après cette valeur, les seules solutions possibles qui remplissent les conditions précédentes sont des fonctions où le domaine II disparaît, la fonction  $f_\tau$  devenant donc un triangle et non plus un trapèze. Outre une erreur de répartition de puissance plus grande, ces fonctions ont une puissance maximum plus importante ce qui implique une concentration de température plus localisée et plus forte.

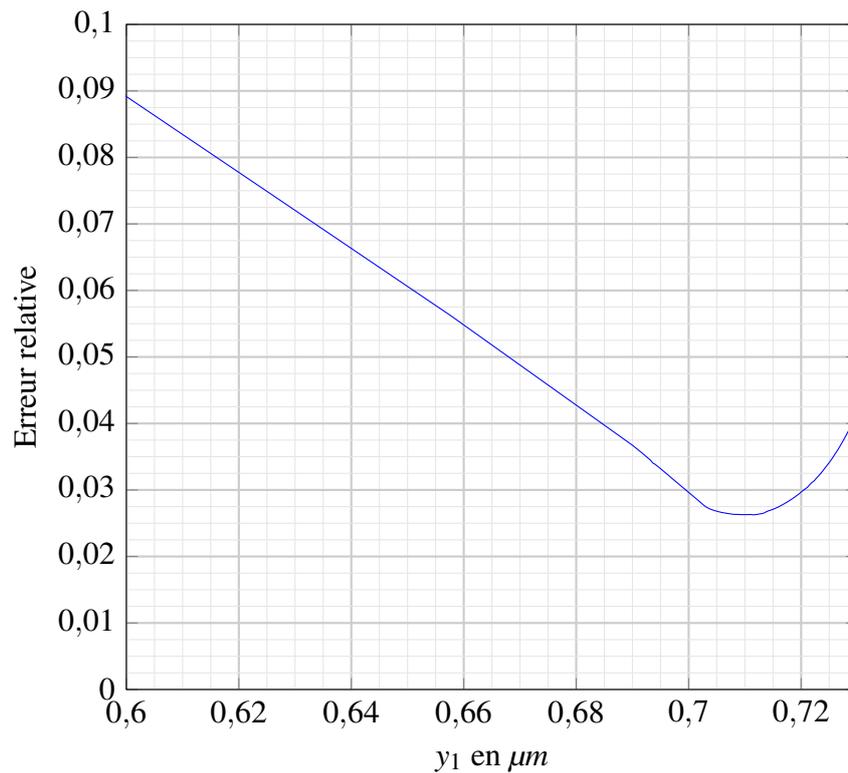


FIGURE IV.10 – Erreur de  $f_\tau$  en fonction de  $y_1$

Finalement, les paramètres du modèle de génération de chaleur pour  $y_1 = 0,71 \mu\text{m}$  sont représentés Table IV.1.

paramètre	Valeur	unité
$Q_0$	$1,45 \times 10^9$	$\text{W.m}^{-3}$
$Q_1$	$2,129 \times 10^9$	$\text{W.m}^{-3}$
$y_1$	0,71	$\mu\text{m}$
$y_2$	2,531	$\mu\text{m}$
$y_3$	6,541	$\mu\text{m}$

TABLEAU IV.1 – Synthèse des paramètres pour le modèle trapèze de génération de chaleur 1D.

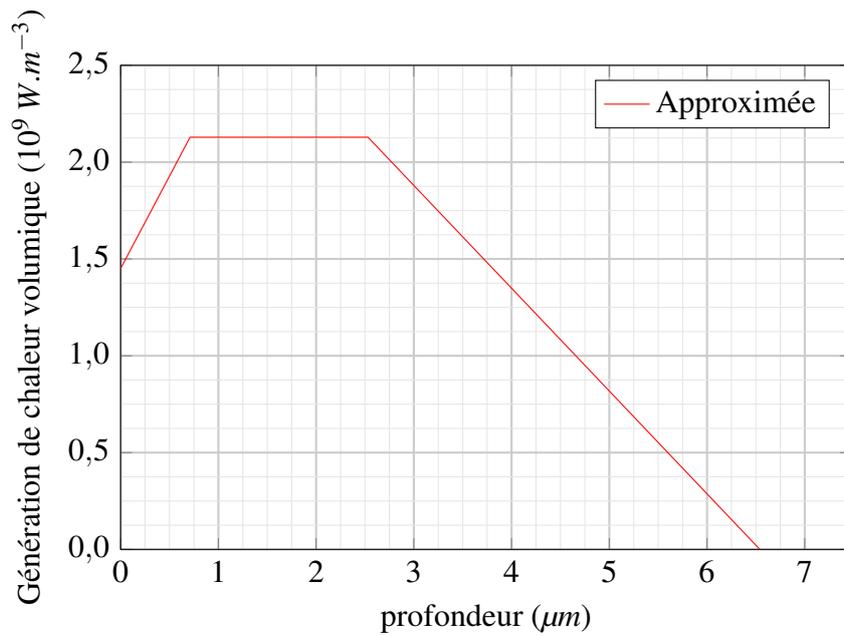


FIGURE IV.11 – Génération de chaleur en fonction de la profondeur dans la cellule SiC.

Cette fonction trapèze est représentée en rouge sur la Figure IV.11 aux côtés de la fonction par intégration en bleu et du modèle triangulaire en orange.

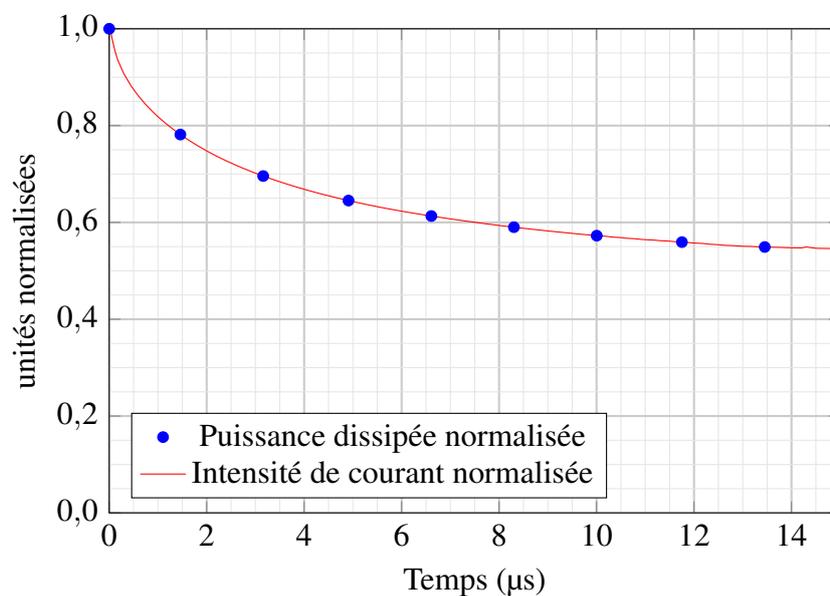


FIGURE IV.12 – Intensité de courant et puissance dissipée normalisée pendant le court-circuit.

Il reste un point qui n'a pas été évoqué lors de cette partie et qui joue un rôle important lors de l'échauffement. L'intensité du courant, et par conséquent la génération de chaleur, n'est pas constante durant un court-circuit mais décroît comme cela peut-être observé sur la Figure IV.12. En premier lieu, la génération de chaleur totale normalisée et l'intensité normalisée ont des courbes qui se superposent. Il existe donc une proportionnalité entre l'intensité et la puissance dissipée, proportionnalité explicable par l'effet Joule :

$$P = V_{DS} \cdot i_D \quad (\text{IV.26})$$

Avec :

$P$	La puissance dissipée	[W]
$V_{DS}$	La tension drain-source	[V]
$i_D$	Le courant de drain	[A]

Durant un court-circuit,  $V_{DS}$  ne varie pas, seul  $i_D$  varie.  $P$  est la génération de chaleur totale, elle est donc proportionnelle à l'intensité du courant du drain. En prenant en compte la variation du courant en fonction du temps, cela permet d'améliorer l'expression du modèle trapézoïdal en y intégrant la variabilité temporelle. Le modèle de génération de chaleur peut donc être écrit de la sorte :

$$f_{\tau}(t, y) = \frac{i(t)}{i(0)} f_{\tau}(y) \quad (\text{IV.27})$$

Avec :

$y$	Profondeur	[m]
$i(t)$	Intensité du courant	[A]
$i(0)$	Intensité du courant à $t = 0$ s	[A]
$f_{\tau}(y)$	Modèle trapèze 1D à $t = 0$ s	[W · m <sup>-3</sup> ]
$f_{\tau}(t, y)$	Modèle trapèze au temps $t$	[W · m <sup>-3</sup> ]

La Figure IV.13 présente différentes générations de chaleur, chaque trapèze correspond à un instant donné.

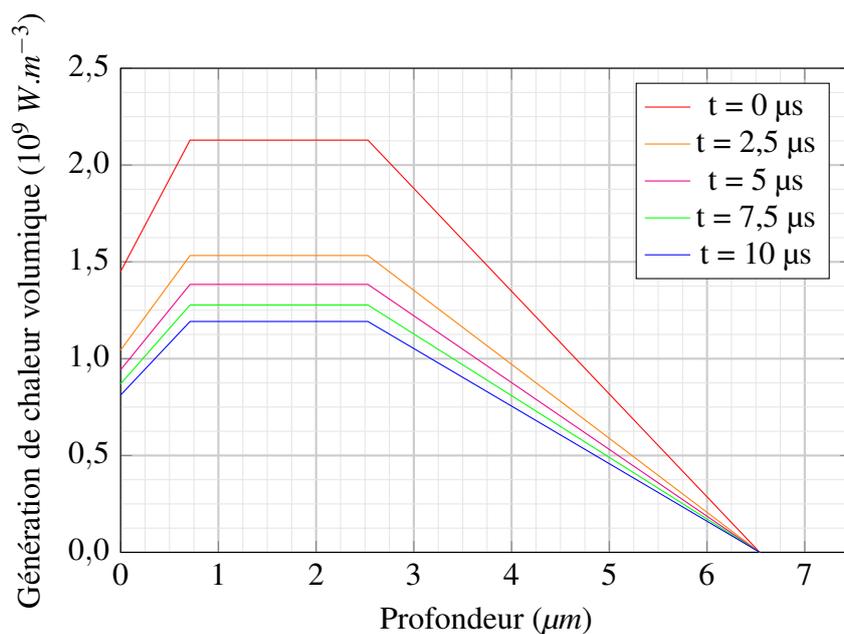


FIGURE IV.13 – Différentes générations de chaleur en fonction du temps.

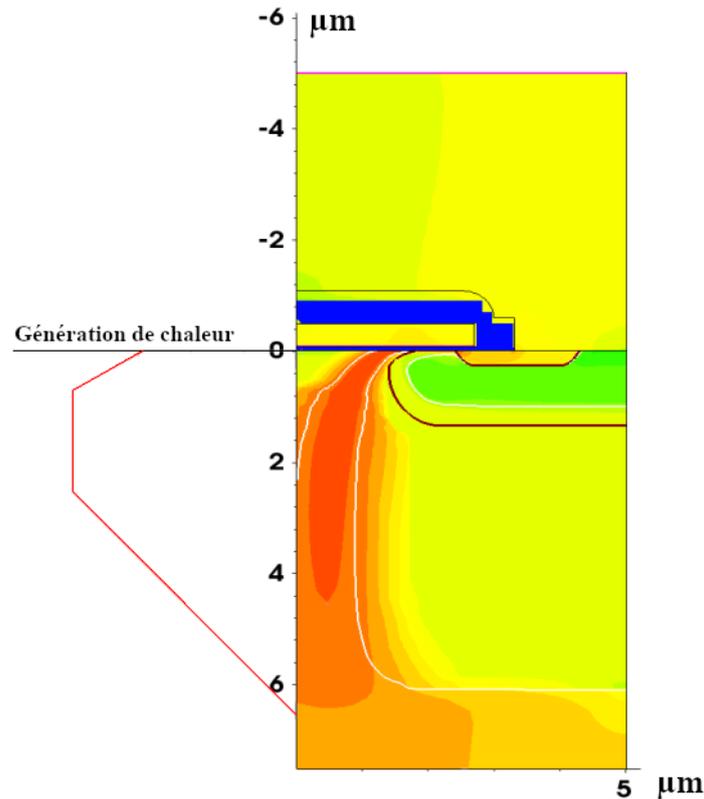


FIGURE IV.14 – Modèle 1D trapézoïdale mis côte à côte de la cartographie de génération de chaleur 2D.

Le modèle trapézoïdal est représenté Figure IV.14 à côté de la génération de chaleur qu'il représente. Le domaine II de la Figure IV.9 peut être lié à la moitié du canal JFET où l'échauffement  $y$  est le maximum. Cette remarque a notamment été faite par A. Tsibizov [45] qui utilise une modélisation à base de réseau de résistances et condensateurs. De même, T. H. Duong [110] utilise un modèle trapézoïdal similaire au modèle créé ici à l'inverse du modèle triangulaire classique. Ce modèle 1D de génération de chaleur, obtenu numériquement, trouve donc bien un fondement physique.

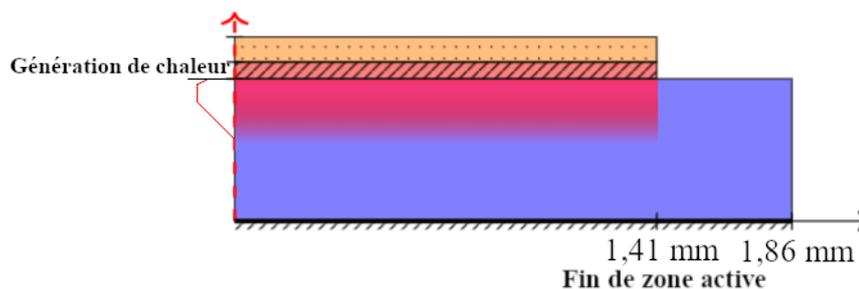


FIGURE IV.15 – Schéma représentant l'emplacement de la génération de chaleur dans la puce.

Maintenant le modèle 1D de génération de chaleur réalisé, il faut l'intégrer au modèle de la puce. La Figure IV.15 illustre l'ajout du modèle de génération de chaleur dans la géométrie de la puce sous ANSYS. Dans toute la zone active, zone possédant des cellules MOSFETs,

l'échauffement a lieu et est donc intégré sous forme de fonction dépendante de la profondeur. Cependant, il n'y a pas de génération de chaleur au delà de la zone active. Ainsi, sur la Figure IV.15, la zone rouge représente la zone qui subit l'échauffement (n'est pas à l'échelle). Le code pour l'intégration de ce modèle dans ANSYS à l'aide de commande APDL est en Annexe A. Les commandes APDL ont été réalisées au travers du GUI (Graphical User Interface) et demandent en arguments ARG1, ARG2, ARG3 et ARG4 correspondant respectivement à :  $y_1$ ,  $y_2$ ,  $y_3$  et  $Q_1$ . Il est à remarquer que  $Q_0$  est défini comme  $0,68 \times Q_1$ . La génération de chaleur est appliquée à chaque élément, mais il est tout aussi valide de l'appliquer à chaque noeud avec la commande BF précédemment évoquée.

Les résultats de ce modèle utilisé sur la puce sont comparés à une moyenne de température par profondeur des résultats Sentaurus TCAD dans la partie résultats, section IV.5.

## IV.4 Transfert des déplacements de la puce vers la cellule

Ainsi, la partie IV.3 a présenté la méthode d'homogénéisation de génération de chaleur. Cet échauffement est appliqué à la puce lors de la simulation. La puce se dilate mais, par sa géométrie et la différence des coefficients de dilatation thermique, les déplacements et contraintes ne sont pas homogènes sur la surface supérieure de celle-ci.

L'hypothèse de déformations planes formulée partie III.3 reste valide pour ce modèle. Une fois la simulation macroscopique de la puce réalisée, les résultats en déplacements sont exploités comme conditions de bords pour le modèle microscopique de la cellule. La Figure IV.16 représente le transfert des résultats. Une cellule virtuelle à la position désirée est créée (en rouge sur le schéma). Dans la simulation de la puce, les valeurs du déplacement horizontal sont récupérées pour être appliquées en conditions de bord à la cellule (sur la droite du schéma). Le bord inférieur de la cellule reste un encastrement si l'on considère la cellule dans sa hauteur complète. Néanmoins, lors d'un court-circuit, la durée de l'événement étant bref, il est possible de simplifier la cellule en réduisant sa hauteur car toute une partie de la cellule est peu affectée par la montée en température ou même les déformations. Dans ce cas, le bord inférieur prend comme condition limite les déplacements horizontaux et verticaux. Le script pour la récupération des conditions de bords depuis ANSYS est donné dans l'annexe B.

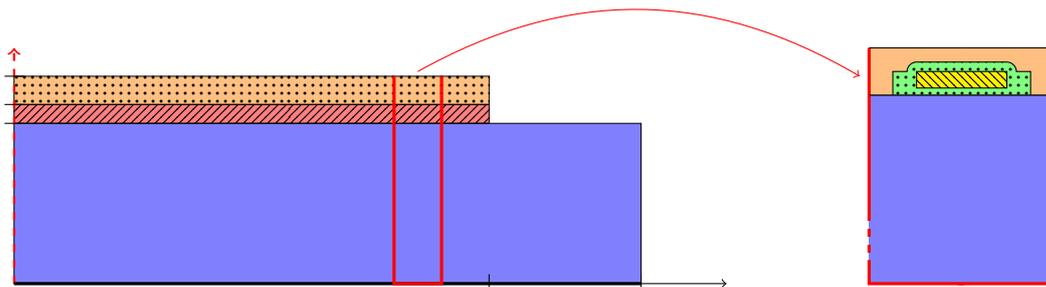


FIGURE IV.16 – Schéma de la récupération des données de la puce vers la cellule

Les résultats sont ensuite transférés par un autre script Python. Ce script écrit les conditions de bord à chaque noeud des bords de la simulation microscopique à différents instants sous forme de commande APDL à partir des résultats de la simulation macroscopique. De même que pour le passage de Sentaurus TCAD à ANSYS, le maillage d'entrée (macroscopique ici) et le maillage de sortie (microscopique dans ce cas) ne sont pas les mêmes. Ainsi, la même solution que pour la passerelle du chapitre II est utilisée. Une interpolation linéaire par morceaux sur le maillage d'entrée pour une donnée spécifique ( $U_x$  par exemple) est réalisée. Dans le cas de modèles 2D de puce et de cellule, cette interpolation linéaire par morceaux est donc unidimensionnelle et bien plus simple à mettre en place. Cela permet donc d'obtenir une valeur pour chaque point des bords du maillage microscopique. Un exemple de conditions limites exprimées en micromètre à trois instants différents,  $t = 0 \mu\text{s}$ ,  $t = 5 \mu\text{s}$  et  $t = 10 \mu\text{s}$  pour le noeud numéroté 80205 est présenté ci-dessous :

```
*DIM, Ux_80205, TABLE, 2, 1, 1, TIME, ,
Ux_80205 (1, 0, 1) = 5e-06
Ux_80205 (2, 0, 1) = 1e-05
Ux_80205 (2, 1, 1) = 0
Ux_80205 (1, 1, 1) = 0.0113715000899982
Ux_80205 (2, 1, 1) = 0.020624500149997
D, 80205, UX, %Ux_80205%
```

En 2D, chaque noeud sur le bord de la structure (en rouge sur la Figure IV.16) possède une condition à expliciter : le déplacement horizontal (ici selon l'axe  $x$ ) noté  $U_x$ . La généralisation en 3D impliquerait une seconde condition à expliciter : la composante du déplacement sur la direction  $z$  noté  $U_z$ . Entre chacune des valeurs dans le temps, ANSYS réalise une interpolation linéaire.

Pour les bords verticaux de la puce, seuls les déplacements horizontaux sont transmis. Comme pour le modèle de la cellule isolée du chapitre III, les bords verticaux ont pour conditions limites verticales les glissements sans frottements. La simulation macroscopique étant moins précise que la simulation microscopique et le déplacement vertical étant déjà obtenu par cette dernière simulation, ajouter des conditions de déplacements verticaux impliquerait une restriction du mouvement pour la cellule et donc la création de nouvelles contraintes. Ces conditions ne sont pas transmises car elles sont d'origines thermiques par l'auto-échauffement de la cellule, soit la même origine de ce qui est simulé dans le modèle microscopique. Comme ce déplacement vertical est déjà calculé dans la simulation microscopique, il ne faut pas l'ajouter en conditions de bord.

## IV.5 Exploitation des méthodes développées

Les résultats électro-thermiques de la simulation Sentaurus TCAD avec  $V_{GS} = 15 \text{ V}$ ,  $V_{DS} = 400 \text{ V}$  et  $t_{CC} = 15 \mu\text{s}$  du chapitre III sont récupérés pour la suite des simulations de ce chapitre. La cartographie thermique de la cellule ne change donc pas pour la simulation

ANSYS Microscopique. Le modèle trapézoïdale d'échauffement de la puce est utilisé sur le modèle macroscopique discuté précédemment. Ainsi, les résultats thermiques de cette première simulation sont représentés Figure IV.17 au temps  $t = 15 \mu\text{s}$ . La différence de comportement thermique entre le centre et la périphérie de la zone active est notable sur cette cartographie thermique. Sur l'extrémité de la zone active, la chaleur peut se diffuser sur la périphérie ce qui est impossible pour la chaleur d'une cellule du centre. Ce modèle macroscopique 2D est donc, en son centre, similaire à une modélisation 1D retrouvable dans [108], [48], [110], [49], avec néanmoins, une génération de chaleur différente. L'axe central de la puce peut donc être traité comme résultats d'un modèle 1D afin de comparer des résultats thermiques de la méthode 1D développée partie IV.3 et la moyenne des températures obtenue par Sentaurus TCAD.

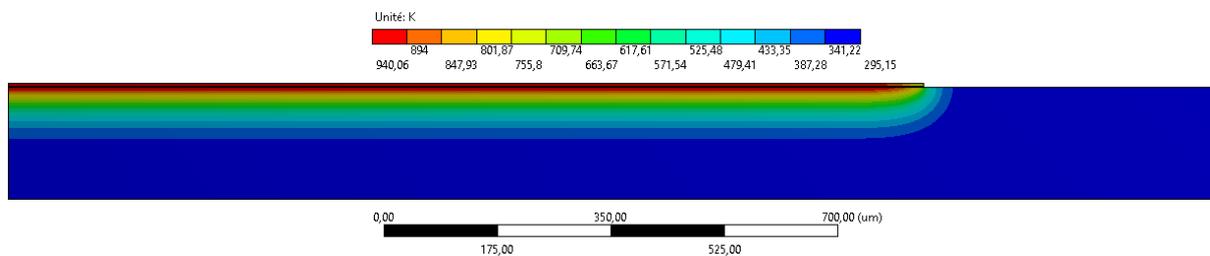


FIGURE IV.17 – Cartographie thermique à  $15 \mu\text{s}$  de la puce sous ANSYS.

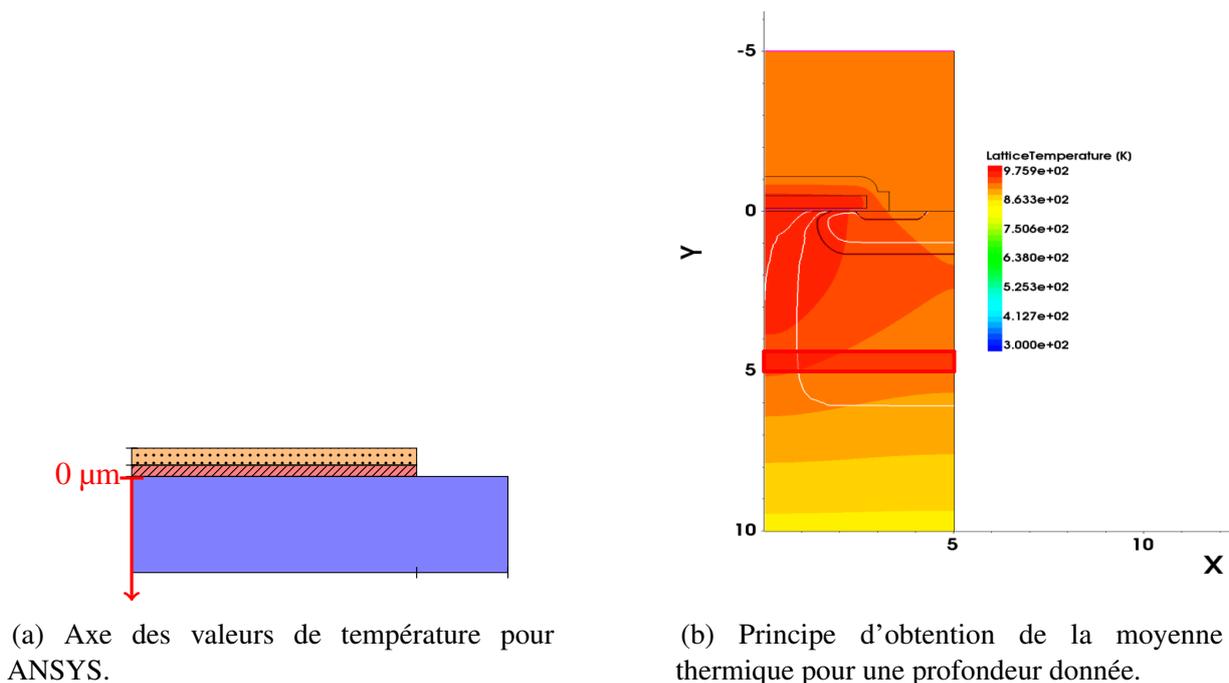


FIGURE IV.18 – Origine des températures pour la comparaison des résultats entre Sentaurus TCAD et ANSYS.

La Figure IV.18 représente les méthodes de récupérations des valeurs de température. En particulier, la Figure IV.18 (a) présente l'axe sur lequel sont prises les températures depuis la simulation macroscopique ANSYS. Il s'agit de l'axe de symétrie dont l'origine est la frontière entre le matériau homogénéisé et le SiC. La Figure IV.18 (b) illustre les domaines d'intégration de la température pour en obtenir une moyenne sur une surface en fonction de la profondeur de la même façon que pour l'échauffement `TotalHeat` de la partie IV.3.

Soit  $x$  et  $y$  les variables d'espaces. Alors, pour une épaisseur d'intervalle donné  $\Delta y$ , la température moyenne  $T_{\text{moy}}$  à la profondeur  $y_i$  est telle que :

$$T_{\text{moy}}(y_i) = \frac{1}{\Delta y \Delta x} \int_0^{\Delta x} \int_{y_i - \frac{\Delta y}{2}}^{y_i + \frac{\Delta y}{2}} T(x, y) dy dx \quad (\text{IV.28})$$

Les résultats obtenus sont ensuite présentés Figure IV.19. La courbe rouge représente la température obtenue à partir des résultats de Sentaurus TCAD avec la formule IV.28 tandis que la courbe bleue représente la température le long de l'axe central de symétrie de la simulation ANSYS à la fin du court-circuit, soit  $t = 15 \mu\text{s}$ . Les températures de la couche d'aluminium et de la structure de grille, soit de  $0 \mu\text{m}$  à  $-5 \mu\text{m}$  en profondeur, ne sont pas disponibles dues aux problèmes de récupération des valeurs dans les géométries complexes, typiquement l'oxyde de grille. La température provenant de ANSYS possède un écart maximal inférieur à 10 K de la température moyennée à partir des résultats de Sentaurus TCAD, soit moins de 2,5%. L'erreur peut s'expliquer par le cumul de l'erreur d'interpolation de la passerelle, l'erreur d'intégration par la librairie SciPy [105], l'erreur d'homogénéisation de la structure de grille ou simplement l'erreur de changement d'échelle entre la 2D et la 1D.

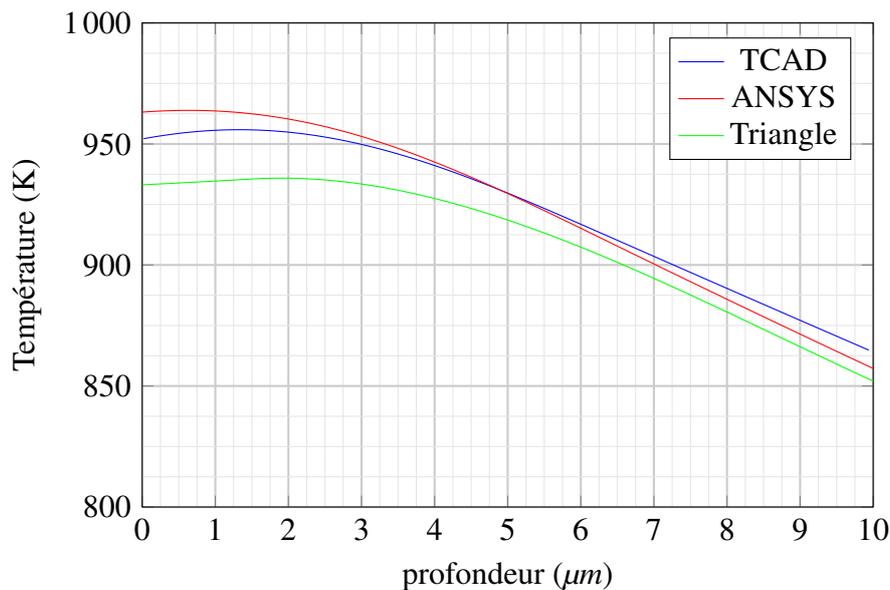


FIGURE IV.19 – Température le long de l'axe de symétrie de la puce sur ANSYS et température intégrée en profondeur sur Sentaurus TCAD à  $t = 15 \mu\text{s}$ .

Bien entendu, l'intérêt de la simulation macroscopique n'est pas d'obtenir des résultats acquérables par un modèle 1D. L'objectif est de prendre en compte les contraintes de déplacements macroscopiques au niveau des cellules MOSFET, à l'échelle microscopique. Les résultats de la simulation thermique au niveau de la puce sont ainsi transférés à une simulation mécanique au niveau de la puce. Cette dernière est arrêtée avant les  $15 \mu\text{s}$  du court-circuit, la fusion de l'aluminium commençant à  $13,7 \mu\text{s}$  d'après la simulation réalisée chapitre III.  $13,7 \mu\text{s}$  est donc le temps de fin de simulation.

Les Figures IV.20 et IV.21 représentent le déplacement au sein de la puce à la fin de la simulation, soit à  $t = 13,7 \mu\text{s}$ . La région autour de la fin de la zone active, près de la périphérie de la puce, est soumise à des déplacements différents de la région centrale de la puce. Une cellule proche du bord de la puce est soumise à un déplacement horizontal (dans le plan de la puce) vers l'extérieur de celle-ci qui n'est pas présent pour une cellule du centre. La Figure IV.22 représente elle aussi les déplacements de la puce à  $13,7 \mu\text{s}$ , mais est représentée déformée avec une amplitude de déformation amplifiée d'un facteur 330. Cette représentation permet de visualiser la provenance des déplacements horizontaux. L'aluminium, possède le coefficient de dilatation thermique (Tableau III.2) le plus élevé de la puce et tend à se dilater sous l'effet de la montée en température. Le carbure de silicium ainsi que la structure de grille contenant du  $\text{SiO}_2$  n'ont pas une telle dilatation. Le SiC, possédant un module d'Young bien plus élevé que l'aluminium, retient donc l'aluminium au niveau du contact.

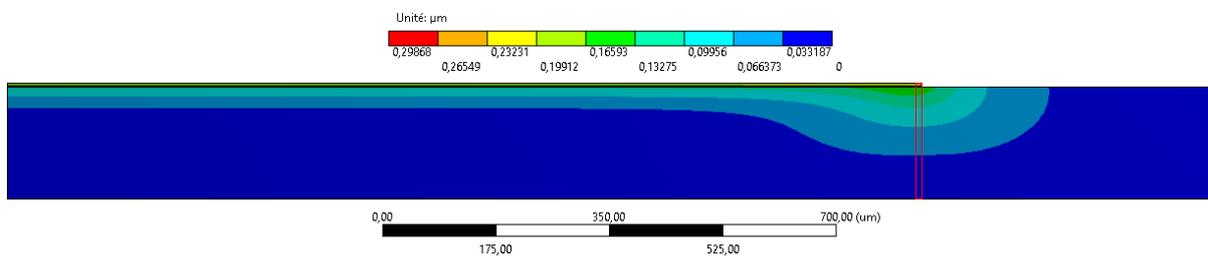


FIGURE IV.20 – Cartographie de l'amplitude de déplacements dans la puce à  $13,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

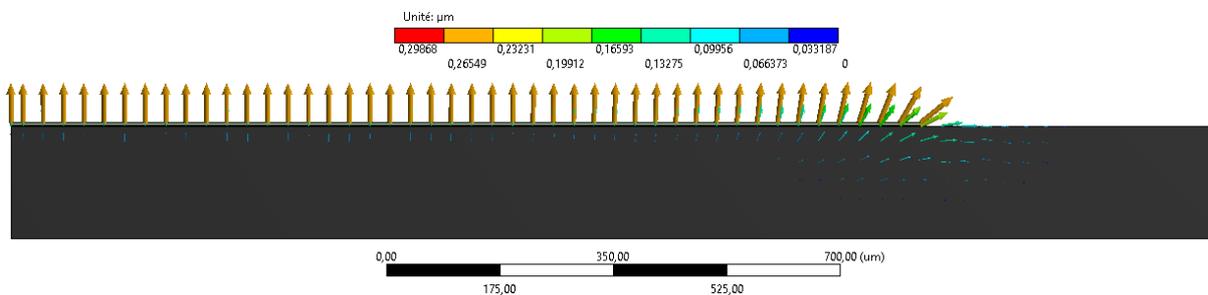


FIGURE IV.21 – Vecteurs de déplacements dans la puce à  $13,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

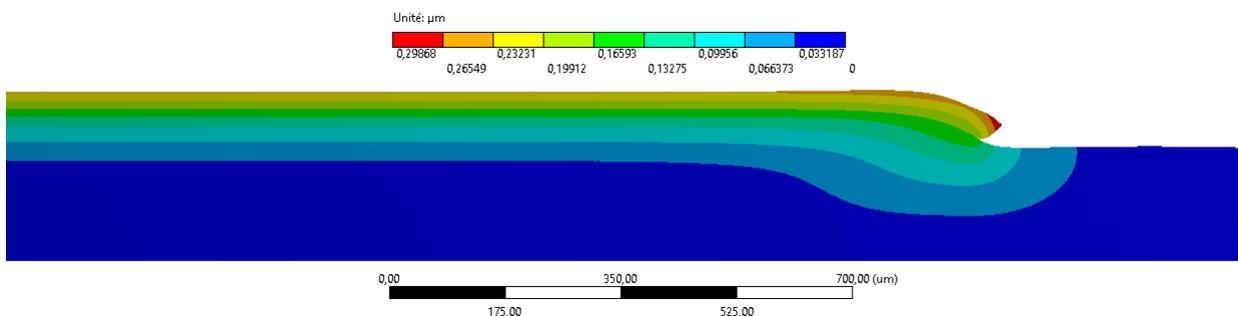


FIGURE IV.22 – Cartographie de l'amplitude de déplacements dans la puce à  $13,7 \mu\text{s}$  avec amplification des déformations  $\times 330$  sur ANSYS.

Une cellule virtuelle située près de la fin de la zone active à  $x = 1390 \mu\text{m}$  du centre est extraite. Cette cellule est représentée par le rectangle rouge sur la Figure IV.20. Elle est

soumise au même court-circuit que dans le chapitre précédent, soit  $V_{GS} = 15 \text{ V}$ ,  $V_{DS} = 400 \text{ V}$  et  $t_{cc} = 13,7 \mu\text{s}$ . La cartographie thermique de cette cellule est exactement la même que la cartographie thermique d'une cellule isolée comme celle du chapitre III, seules les déformations et contraintes varient. La Figure IV.23 représente les déplacements à la fin du court-circuit et la symétrie présente pour une cellule isolée n'est plus vraie dans ce cas. La Figure IV.24 présente les contraintes de Von Mises pour une cellule isolée et pour une cellule placée à  $x = 1390 \mu\text{m}$ .

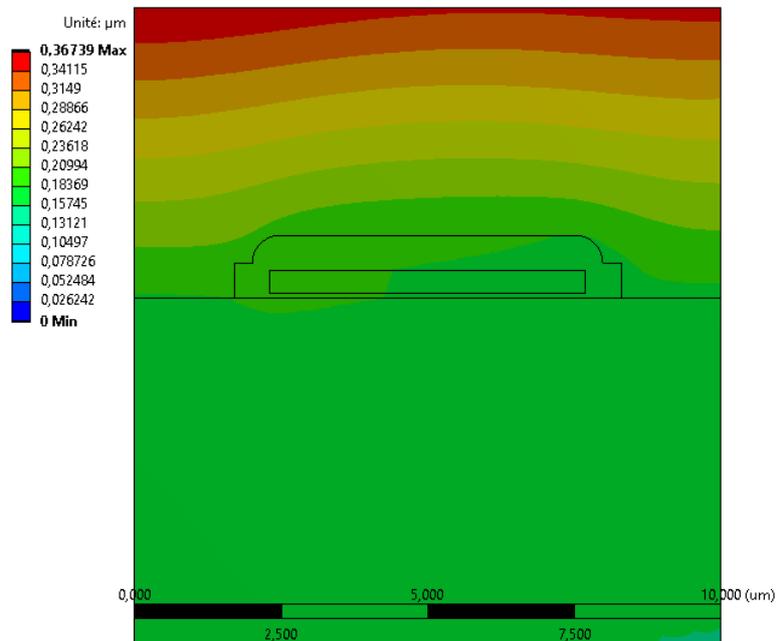
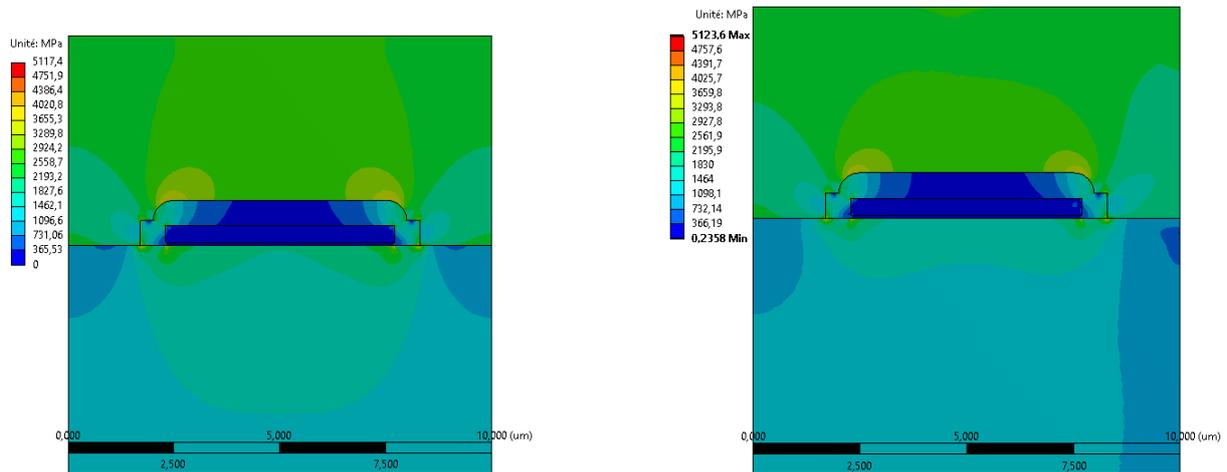


FIGURE IV.23 – Déplacements au sein d'une cellule à  $x = 1390 \mu\text{m}$  avec conditions de bords à  $13,7 \mu\text{s}$  pour un court-circuit où  $V_{GS} = 15 \text{ V}$  et  $V_{DS} = 400 \text{ V}$



(a) Contraintes de Von Mises pour une cellule isolée.

(b) Contraintes de Von Mises pour une cellule non-isolée.

FIGURE IV.24 – Contraintes de Von Mises pour une cellule isolée ou non à  $t = 13,7 \mu\text{s}$  sur ANSYS.

Finalement, les déformations et contraintes d'une cellule qui n'est pas isolée mais considérée dans son environnement ne sont pas très différentes des déformations et contraintes d'une cellule isolée. La symétrie des contraintes disparaît bien, mais les zones de fractures

possibles sont toujours les mêmes. Les dommages constatés en périphérie de puce par F. Boige [25] et A. Castellazi [24] semblent se trouver dans un coin de puce et non juste en périphérie. Le modèle 2D axisymétrique réalisé dans ce chapitre n'est donc pas suffisant pour observer l'augmentation des contraintes dans un coin de puce mais il a permis de mettre la méthode de simulation multi-échelle en place. La méthode fonctionne et permet bien de considérer la cellule non pas comme une simple unité mais comme faisant partie d'un tout. Il pourrait donc être intéressant de pousser cette méthode plus loin et de réaliser une modélisation 3D de la puce pour observer les déplacements dans les coins de la puce.

## IV.6 Discussion

### IV.6.1 Passage à la 3D

La philosophie pour la simulation multi-échelle est la même en 3D qu'en 2D. Néanmoins, le modèle microscopique de la cellule n'est plus un modèle 2D mais bien un modèle 3D. De plus, les conditions de bord sont donc sur tous les bords de la cellule exceptées la surface supérieure, soit 5 bords, avec pour chaque noeud, 3 composantes : UX, UY et UZ.

L'homogénéisation réalisée pour la simulation macroscopique peut-être réutilisée comme telle. La structure du RVE a été homogénéisée directement en 3D car il s'agit de la méthode par défaut de ANSYS. Il est même envisageable de réaliser un nouveau RVE pour des structures de grille non pas en doigts mais en nids d'abeilles.

La simulation 3D permettrait la compréhension des mécanismes thermo-mécaniques qui provoquent la fracture de l'oxyde en coin de puce comme observées par F. Boige [25] et A. Castellazi [24] et évoquées dans le chapitre I.

De plus, d'après les observations de T. Shoji [35] avec la Figure I.22, il semble que la grille peut céder dans son axe longitudinal. La simulation 3D pourrait apporter une piste de réponse car, d'après la courbure de la puce en périphérie, il est possible que le Polysilicium se fracture sous les contraintes de la cellule en court-circuit et l'ajout des déplacements macroscopiques.

Pour le passage à un modèle 3D plus représentatif de la puce, le travail réalisé par V. Alessandro [51] peut servir d'exemple avec une demi-puce simulée. Le modèle de génération de chaleur 1D doit-être appliqué à la puce dans la zone active qui possède une géométrie particulière.

Un autre exemple de géométrie, lui aussi symétrique, est présenté Figure IV.25. Il serait intéressant de faire varier la taille de la terminaison pour une même surface active.

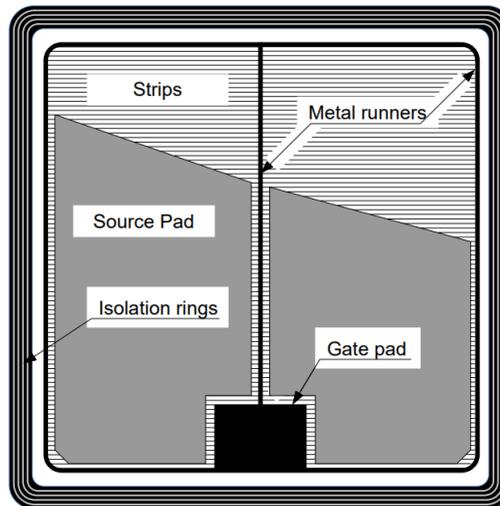


FIGURE IV.25 – Exemple de géométrie de puce SiC MOSFET. [20]

## IV.6.2 Réduction de la géométrie

Comme il est observable sur les Figures IV.17, IV.20, IV.21 et IV.22 la périphérie de la puce est la seule zone d'intérêts, le reste de la puce étant équivalent à un modèle 1D. Il est donc possible de réduire la géométrie de la puce pour ne simuler que la zone d'intérêts et ses environs proches, afin d'économiser en calculs et permettre un maillage plus fin. Dans le cadre de la simulation de ce chapitre, la Figure IV.26 représente une possible réduction de la géométrie du modèle.

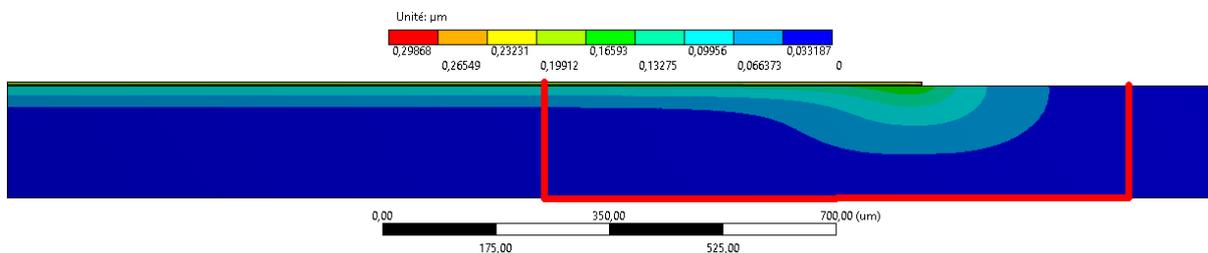


FIGURE IV.26 – Possible réduction du modèle de la puce.

Dans le cadre de la simulation 3D, le même constat devrait être possible avec une réduction proche d'un coin. Néanmoins, il reste important de réaliser des simulations préliminaires avant de faire la réduction, cette dernière restant à justifier.

### IV.6.3 Génération de chaleur non uniforme sur la puce.

Lors de ce chapitre, la génération de chaleur sur la puce est considérée uniforme. Chaque cellule produit la même chaleur, peu importe sa position dans la cellule. En réalité, l'échauffement, et donc la température, n'est pas uniforme sur la puce. La température à la surface d'une puce SiC MOSFET est présenté en Figure IV.27.

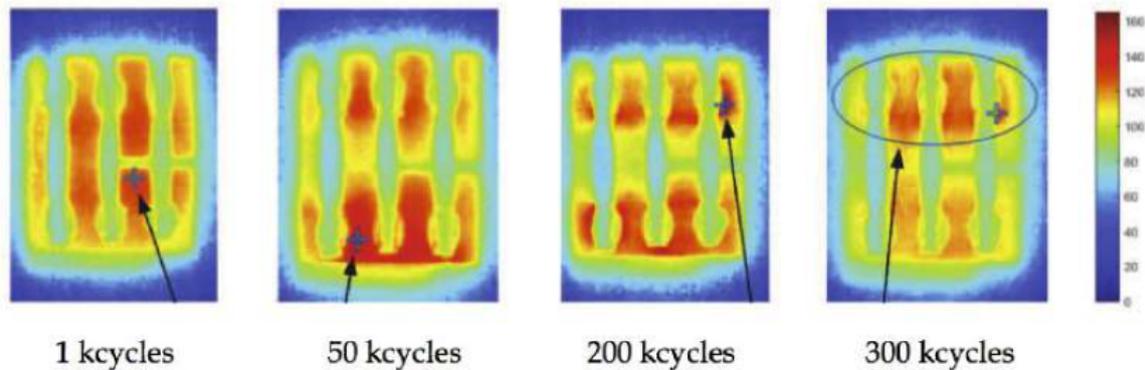


FIGURE IV.27 – Répartition de la température (K) sur la surface d'une puce MOSFET [26] sous court-circuit.

Les intervalles froids sont dues aux fils de connexions sur la puce qui sont donc situés entre la caméra thermique et la surface de la puce. Néanmoins, il est possible d'observer une hétérogénéité dans la température de surface qui pourrait être lié à une différence de génération de chaleur selon la position dans la puce.

## IV.7 Conclusion

Un modèle multi-échelle électro-thermo-mécanique permettant la simulation d'une puce et de cellules SiC MOSFET subissant un court-circuit a été réalisé dans ce chapitre.

Afin de modéliser une puce MOSFET à l'échelle macroscopique tout en tenant compte de la structure de grille, une méthode d'homogénéisation d'une couche contenant la structure de grille a été utilisée. Cette homogénéisation consiste à considérer un volume représentatif élémentaire de la couche de grille comme un matériau homogène pour en extraire ses caractéristiques mécaniques. Dans ce cas-ci, le RVE peut être considéré orthotrope. Les calculs d'homogénéisation sont réalisés sous ANSYS.

De plus, la génération de chaleur provenant des résultats de la simulation électro-thermique de Sentaurus TCAD a aussi été homogénéisée pour être applicable au modèle de la puce. Cette homogénéisation utilise la passerelle réalisée dans le chapitre II pour récupérer la génération de chaleur et en faire une moyenne par profondeur. Une approximation de ce modèle par intégration est réalisée à l'aide de fonctions en trapèzes, permettant une intégration plus simple en commandes APDL sous ANSYS.

Ainsi, une simulation thermo-mécanique de la puce a été réalisée pour en récupérer les

déplacements horizontaux sur les bords d'une cellule virtuelle. Ces déplacements horizontaux sont ensuite appliqués, à l'aide de commandes APDL, comme conditions de bord à une simulation thermo-mécanique de cellule SiC MOSFET. Ceci permet donc de tenir compte du contexte spatial de la cellule au sein de la puce.

Les simulations multi-échelle réalisées à partir du modèle axisymétrique de la puce montre que la méthode fonctionne car une perte de la symétrie dans les contraintes et dans les déplacements est observable. Cette perte de symétrie est due aux conditions de bord qui ne sont pas égales d'un bord à l'autre de la cellule. Néanmoins, aucune augmentation de contrainte, ni apparition de nouvelle zone de concentration de contraintes n'est visible. En effet, les dégradations liées à la géométrie de la puce sont situées dans des coins de zones actives. Cette méthode est néanmoins généralisable en 3D et est donc prometteuse car elle permettrait potentiellement d'observer de nouvelles concentrations de contraintes dans les coins de la zone active.



## Conclusion générale

Les travaux de cette thèse ont pour vocation la compréhension des phénomènes multi-physiques présents durant un court-circuit dans un semi-conducteur par la simulation numérique. L'objectif est la prise en compte des courts-circuits dans la fiabilité et plus précisément dans les modèles de durée de vie restante.

Le court-circuit dans un semi-conducteur est un phénomène complexe, multi-physique et multi-échelle. Le court-circuit induit un auto-échauffement fort dans le canal JFET. Par la faible échelle de temps du court-circuit, la diffusion thermique ne permet pas une évacuation suffisante de la chaleur et la température peut donc atteindre la température de fusion de l'aluminium dans la métallisation supérieure. La température élevée et les grandes différences de CDT entre les matériaux créent de fortes contraintes dans l'oxyde de grille et dans l'aluminium. De même, cet échauffement influence le courant qui passe par le canal JFET et peut provoquer un emballement thermique jusqu'à la destruction du semi-conducteur. L'approche prise dans ces travaux est la simulation numérique permettant une étude peu coûteuse de chaque paramètre des puces et la prise en considération de la fiabilité avec court-circuit dès la conception du transistor.

Le premier chapitre s'est efforcé de montrer l'importance que prennent les composants grand gap (SiC et GaN) sur le marché de l'électronique de puissance. Cette tendance de marché est accompagnée par la demande d'augmentation de la fiabilité des composants, augmentation qui passe notamment par la prise en compte de régimes extrêmes tels que les courts-circuits. Différentes dégradations possibles créées par des courts-circuits ont été listées afin de mettre en évidence les principales causes des dégradations qui sont : **la fusion de l'aluminium** qui constitue la métallisation de la source et les contraintes mécaniques dues aux **différences importantes de coefficient de dilatation thermique** entre les matériaux constituant la partie supérieure de la cellule du transistor. Il est difficile de récupérer des mesures thermiques et mécaniques pendant le court-circuit par la sévérité de l'événement ainsi que sa courte durée temporelle. De plus, les dégradations sont généralement observées après la défaillance de la puce. Les différents moyens de simulation ont été étudiés pour que finalement, le choix d'utiliser les éléments finis sous Sentaurus TCAD et ANSYS en 2D soit justifié.

Le second chapitre met en place des outils indispensables aux simulations numériques et modèles qui sont ensuite présentés. Ces outils sont :

- **La fusion de l'aluminium.** L'énergie absorbée durant la fusion est prise en compte dans la simulation par la méthode de la capacité thermique apparente. Cette méthode consiste

à considérer la capacité thermique comme une fonction de la température et d'intégrer la chaleur latente dans cette expression. Deux modèles ont été comparés : un modèle linéaire et un modèle gaussien. Il s'est avéré que le modèle gaussien permettait une meilleure convergence des simulations et a donc été choisi pour le reste des travaux. Le paramètre clé du modèle, la largeur de la zone de fusion, a ensuite été optimisée pour obtenir l'erreur minimum en comparaison avec des cas dont la solution analytique est connue. Le moyen d'intégration de cette méthode sur les logiciels Sentaurus TCAD et ANSYS mechanical a ensuite été décrit, ce moyen est générique à tout logiciel d'éléments finis permettant l'utilisation d'une capacité thermique dépendante de la température.

- **Une passerelle entre Sentaurus TCAD et ANSYS Mechanical.** Cette passerelle permet le passage de résultats de sorties provenant de Sentaurus TCAD comme entrées d'une simulation ANSYS. La passerelle permet la variation temporelle des données à transférer. Dans le cas des simulations de ces travaux, cette passerelle a donc été le pivot entre la simulation électro-thermique et la simulation thermo-mécanique, cette passerelle réalisant le passage des valeurs d'auto-échauffement à différents instants de la cellule SiC MOSFET par le courant de court-circuit. La passerelle est réalisée en Python et permet la récupération de la plupart des données Sentaurus TCAD sur toutes les géométries réalisables sous Sentaurus avec comme seul défaut la gestion de certaines frontières. Cette passerelle permet la communication entre Sentaurus TCAD et ANSYS dans un sens pour le moment, communication qui était impossible auparavant et qui peut s'avérer utile au-delà des travaux de cette thèse.

Toutes les simulations de ces travaux ont utilisé la méthode de capacité thermique apparente optimisée développée dans ce chapitre. La passerelle est utilisée à chaque passage d'électro-thermique à thermo-mécanique. Elle a également permis la création du modèle 1D de génération de chaleur du quatrième chapitre.

Le troisième chapitre utilise les outils du second chapitre pour la création d'un modèle électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET sous court-circuit. Le modèle complet est composé de deux parties. Premièrement, une simulation électro-thermique du court-circuit est réalisée sous Sentaurus TCAD, simulation qui tient compte de la fusion de l'aluminium. Cette simulation permet d'obtenir des résultats électriques tels que la cartographie des densités de courant ou des potentiels électrostatiques ainsi que des résultats thermiques tels que la cartographie de génération de chaleur ou de températures. Il a ainsi été observé que l'échauffement est le plus important dans la région du canal JFET, rendant le reste de la génération de chaleur négligeable. Les données transférées par la passerelle sont donc les valeurs de génération de chaleur à différents instants du court-circuit dans cette région du canal JFET. Ces valeurs de génération de chaleur sont importés sous ANSYS et sont les conditions d'auto-échauffement de la cellule dans le modèle thermo-mécanique. Ce modèle, en plus de la cartographie des températures, permet d'obtenir les cartographies des contraintes et déformations de la cellule SiC MOSFET pendant un court-circuit. Ce modèle électro-thermo-mécanique a été utilisé sur une géométrie de cellule SiC MOSFET obtenue de la littérature. Des concentrations de contraintes ont été observées dans l'oxyde de grille à l'emplacement de fissures observées au

MEB sur des puces SiC MOSFET ayant subies des courts-circuits destructifs. Ce modèle a ensuite été utilisé pour comparer deux géométries de structure de grille différentes, la géométrie de la cellule trouvée dans la littérature et la géométrie d'une cellule observée au MEB au laboratoire. Les différences entre les géométries ont été comparées une à une. De cette étude, il est possible de conclure que l'apparition de fissures dans l'oxyde de grille durant un court-circuit peut être réduite en utilisant une géométrie d'oxyde de grille elliptique plutôt que celle présentant des coins. De même, il est possible d'augmenter la résistance à la fissuration de l'aluminium de source à l'aide d'une surface supérieure lisse et plane plutôt qu'une surface en arche. La passivation au-dessus de l'aluminium permet aussi de limiter cette dégradation. Malgré la présence de simulations similaires dans la littérature, la méthode proposée dans ce chapitre innove par son caractère multi-physique et par la liaison entre Sentaurus TCAD et ANSYS qui permet l'ajout aisé de modèles.

Le quatrième chapitre améliore le modèle électro-thermo-mécanique du troisième chapitre sur une cellule SiC MOSFET par la prise en compte du contexte de la cellule au sein de la puce. Certaines dégradations ont été observées sur les bords de la zone active de puce. Un modèle multi-échelle électro-thermo-mécanique de la puce a donc été réalisé afin de pouvoir tenir compte de la position de la cellule au sein de la puce. Le modèle macroscopique représentant la puce dans son entièreté a nécessité la mise en place d'homogénéisation. Tout d'abord, la génération de chaleur a été homogénéisée à l'aide des données de la simulation de la cellule sous Sentaurus TCAD. Il existe des modèles de génération de chaleur en fonction de la profondeur qui sont utilisés pour les courts-circuits mais les données récoltées montraient une différence de répartition de la génération de chaleur avec ces modèles en triangle. Un modèle de génération de chaleur en trapèze a donc été réalisé pour approximer la génération de chaleur provenant des données Sentaurus TCAD. Ce nouveau modèle répartit mieux la génération de chaleur que les modèles classiques utilisés dans la littérature. Une homogénéisation de la structure de grille a ensuite été réalisée pour la simulation macroscopique, homogénéisation qui tient compte de la fusion de l'aluminium et dont les propriétés physiques dépendent de la température. Le modèle de génération de chaleur est ainsi appliqué au modèle thermo-mécanique. Les résultats en déplacement sont ensuite utilisés en conditions de bords pour le modèle de la cellule SiC MOSFET, déplacement qui varie en fonction de la position virtuelle de la cellule au sein de la puce. Une différence entre une cellule située au centre de la zone active et une cellule située proche de la fin de la zone active a été observées par la simulation, mais la simulation étant un modèle axisymétrique, elle ne permet pas l'étude des contraintes dans un coin de la fin de la zone active là où sont observées les dégradations de ce type de défaillance. Néanmoins, une liaison entre l'échelle de la cellule et celle de la puce avec prise en compte de la fusion de l'aluminium est une approche originale qui permettrait l'étude de la fiabilité de la puce dès la conception de celle-ci.

Afin de conclure cette thèse, différentes perspectives et pistes de travail sont proposées :

- La méthode de la capacité thermique apparente ralentit les calculs et impose un grand nombre d'itérations temporelles. Afin de réduire le temps de calcul pour une précision équivalente, l'amélioration de cette méthode par la méthode de la capacité thermique

équivalente qui y est semblable est une piste envisageable. Cette amélioration rendrait néanmoins la méthode moins simple d'intégration car la méthode de la capacité thermique équivalente nécessiterait a priori son intégration par des sous-routines en FORTRAN et C++ chez ANSYS et Sentaurus TCAD respectivement.

- La passerelle possède une limitation. Les noeuds sont comptés plusieurs fois dans Sentaurus TCAD lorsqu'ils sont situés sur des frontières exclusives. Dans le cadre de l'étude de court-circuit, cette limitation ne pose aucunement problème. Cette passerelle pourrait néanmoins être utilisée dans d'autres études à des fins différentes que l'étude de court-circuit sur des cellules de transistor. La correction de cette limitation permettrait de rendre cette passerelle opérationnelle pour toute étude désireuse de passer des résultats de Sentaurus TCAD vers ANSYS.
- La passerelle fait le passage de Sentaurus TCAD vers ANSYS en sens unique. Il est envisageable de réaliser le sens inverse, de ANSYS vers Sentaurus TCAD, pour la prise en compte de l'influence de la mécanique sur l'électrique, par le comportement piézo-électrique des semiconducteurs par exemple.
- Durant la simulation de la cellule SiC MOSFET sous court-circuit, les contraintes internes à l'aluminium pourraient influencer la température de fusion de l'aluminium. Il serait nécessaire d'obtenir des données de la variation de la température de fusion de l'aluminium en fonction de la pression pour ensuite, potentiellement intégrer cette variation au modèle.
- Les contraintes dans l'oxyde de grille et dans l'aluminium dépassent les limites élastiques des matériaux respectifs. Il est donc nécessaire, afin de garder des valeurs de contraintes pertinentes, d'ajouter un modèle élasto-plastique et de fracture.
- Lors du court-circuit, la température de fusion de l'aluminium est atteinte. Lorsque cette température est atteinte, la simulation mécanique n'est plus représentative car le comportement de l'aluminium liquide diffère de celui de l'aluminium solide. Afin de garder la pertinence de la simulation mécanique, l'utilisation d'éléments de fluides hydrostatiques est proposée. Ces éléments permettraient notamment le soulagement des contraintes de cisaillement entre liquide et solide.
- Le modèle de génération de chaleur homogénéisée s'avère plus précis que le modèle classique. Il pourrait donc être utilisé sur les modélisations 1D de court-circuit. Dans ces travaux, les paramètres du modèle sont obtenus par la minimisation de l'erreur entre le modèle trapèze et la génération de chaleur moyennée selon la profondeur. Ainsi, si une simulation 2D électro-thermique n'est pas réalisée avant, alors ce modèle de génération de chaleur n'est pas obtainable. Il serait donc intéressant de trouver une généralisation de ce modèle en fonction des paramètres géométriques et physiques de la cellule SiC MOSFET ainsi que des conditions du court-circuit et non d'une simulation préalable.
- La simulation multi-échelle permettrait de modéliser les défaillances qui apparaissent sur les coins de la zone active de la puce. Le modèle de ces travaux étant axisymétrique, il ne permet pas de représenter les coins de la zone active. Il est donc nécessaire de généraliser cette méthode en 3D et de réaliser un modèle de la puce complète afin d'observer l'effet du coin de la zone active de la puce sur une cellule.

- Les modèles réalisés ne donnent pas les variations à appliquer aux modèles de durée de vie restante. Pour un modèle de durée de vie restante, il faut donc étudier l'effet d'un court-circuit non destructif sur la grandeur physique représentative de l'état de santé ainsi que sur la potentielle modification du seuil auquel la maintenance est à réaliser, ceci à l'aide des modèles réalisés dans cette thèse.

# Bibliographie

- [1] T.G. Wilson. The evolution of power electronics. *IEEE Transactions on Power electronics*, 15(3) :439–446, 2000.
- [2] Clean Aviation. Programme overview and structure. Disponible sur : <https://www.clean-aviation.eu/programme-overview-and-structure> (Consulté le 27 juin 2023).
- [3] Commission services. Shift2rail strategic master plan. Disponible sur : [https://rail-research.europa.eu/wp-content/uploads/2021/06/Shift2Rail-Master-Plan\\_approved-by-S2R-GB.pdf](https://rail-research.europa.eu/wp-content/uploads/2021/06/Shift2Rail-Master-Plan_approved-by-S2R-GB.pdf) (Consulté le 29 juin 2023).
- [4] Ministère de la transition énergétique. L'État s'engage pour le véhicule électrique. Disponible sur : <https://www.ecologie.gouv.fr/letat-sengage-vehicule-electrique> (Consulté le 27 juin 2023).
- [5] E. Barbarini and A. Villamor. Power devices market evolution and related technical developments, Mar 2021.
- [6] L.F.S. Alves, R.C.M. Gomes, P. Lefranc, R.A Pegado, P.O. Jeannin, B.A Luciano, and F.V. Rocha. Sic power devices in power electronics : An overview. In *2017 Brazilian Power Electronics Conference (COBEP)*, pages 1–8. IEEE, 2017.
- [7] Infineon. Wide bandgap semiconductors (sic/gan). Disponible sur : <https://www.infineon.com/cms/en/product/technology/wide-bandgap-semiconductors-sic-gan/> (Consulté le 6 juillet 2023).
- [8] M. Piton. Fiabilité des convertisseurs de puissance pour la traction ferroviaire : Enjeux, méthodes et défis. école doctorale d'été fiabsurf, 2022.
- [9] Elec-13. Les convertisseurs statiques. Disponible sur : <https://elec13.wordpress.com/2016/03/05/les-convertisseurs-statiques/> (Consulté le 19 juillet 2023).
- [10] T. Youssef. *Modélisation multiphysique d'un assemblage de puissance haute température destiné à l'environnement aéronautique*. PhD thesis, 2016. Thèse de doctorat dirigée par Woïrgard, Eric Electronique Bordeaux 2016.
- [11] B.J. Baliga. *Fundamentals of Power Semiconductor Devices*. Springer US, 2010.
- [12] D. Othman. *Etude d'interrupteurs en carbure de silicium et potentiel d'utilisation dans des applications aéronautiques*. PhD thesis, 2015. Thèse de doctorat dirigée par Lefebvre, Stéphane Génie électrique Université Paris-Saclay (ComUE) 2015.

- [13] M. Meneghini, G. Meneghesso, and E. Zanoni. *Power gan devices*. Cham : Springer International Publishing, 2017.
- [14] A. Gigliati. Méthodes usuelles pour déterminer les taux de défaillance des composants (approche industrielle). école doctorale d'été fiabsurf, 2022.
- [15] J. Lienig and H. Bruemmer. *Fundamentals of electronic systems design*. Springer, 2017.
- [16] H. Rinne. *The Weibull distribution : a handbook*. CRC press, 2008.
- [17] FIDES. Fides guide website. Disponible sur : <https://www.fides-reliability.org/fr> (Consulté le 13 juillet 2023).
- [18] T. Santini, S. Morand, M. Fouladirad, L.V. Phung, F. Miller, B. Foucher, A. Grall, and B. Allard. Accelerated degradation data of sic mosfets for lifetime and remaining useful life assessment. *Microelectronics Reliability*, 54(9-10) :1718–1723, 2014.
- [19] A. Renaud. *Modélisations et méthodes numériques pour l'intégration d'une solution de suivi de vieillissement d'un assemblage de puissance*. PhD thesis, 2018. Thèse de doctorat dirigée par Woïrgard, Eric Electronique Bordeaux 2018.
- [20] F. Iannuzzo. Reliability challenges of automotive-grade silicon carbide power mosfets. Disponible sur : <https://eepower.com/> (Consulté le 6 octobre 2023).
- [21] F. Richardeau. Sécurisation - reconfiguration du composant au convertisseur (physique et technologie ...). école doctorale d'été fiabsurf, 2022.
- [22] R.S. Chokhawala, J. Catt, and L. Kiraly. A discussion on igbt short-circuit behavior and fault protection schemes. *IEEE Transactions on Industry applications*, 31(2) :256–263, 1995.
- [23] Texas instrument. Gate driver & short-circuit protection of silicon carbide mosfets : Why & how? Disponible sur : <https://www.ti.com/video/5795952083001> (Consulté le 19 juillet 2023).
- [24] A. Castellazzi, F. Richardeau, A. Borghese, F. Boige, A. Fayyaz, A. Irace, G. Guibaud, and V. Chazal. Gate-damage accumulation and off-line recovery in sic power mosfets with soft short-circuit failure mode. *Microelectronics Reliability*, 114 :113943, 2020.
- [25] F. Boige. *Caractérisation et modélisation électrothermique compacte étendue du MOSFET SiC en régime extrême de fonctionnement incluant ses modes de défaillance : application à la conception d'une protection intégrée au plus proche du circuit de commande*. PhD thesis, 2019. Thèse de doctorat dirigée par Richardeau, Frédéric et Lefebvre, Stéphane Génie Electrique Toulouse, INPT 2019.
- [26] R. Ruffilli. *Modes de fatigue des métallisations à base d'aluminium dans les composants MOSFET de puissance*. PhD thesis, 2017. Thèse de doctorat dirigée par Bouarroudj-Berkani, Mounira et Legros, Marc Physique de la matière Toulouse 3 2017.
- [27] C Chen, D Labrousse, S Lefebvre, M Petit, C Buttay, and H Morel. Study of short-circuit robustness of sic mosfets, analysis of the failure modes and comparison with bjts. *Microelectronics Reliability*, 55(9-10) :1708–1713, 2015.

- [28] J. Wang, X. Jiang, Z. Li, and Z.J. Shen. Short-circuit ruggedness and failure mechanisms of si/sic hybrid switch. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 34(3) :2771–2780, 2018.
- [29] K. Yao, H. Yano, H. Tadano, and N. Iwamuro. Investigations of sic mosfet short-circuit failure mechanisms using electrical, thermal, and mechanical stress analyses. *IEEE Transactions on Electron Devices*, 67(10) :4328–4334, 2020.
- [30] J. Liu, G. Zhang, B. Wang, W. Li, and J. Wang. Gate failure physics of sic mosfets under short-circuit stress. *IEEE Electron Device Letters*, 41(1) :103–106, 2019.
- [31] E.P. Ani, S. Bęczkowski, S. Munk-Nielsen, T. Kerekes, R. Teodorescu, R.R. Juluri, B. Julsgaard, E. VanBrunt, B. Hull, S. Sabri, et al. Short-circuit degradation of 10-kv 10-a sic mosfet. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 32(12) :9342–9354, 2017.
- [32] C.J. Santoro. Thermal cycling and surface reconstruction in aluminum thin films. *Journal of the Electrochemical Society*, 116(3) :361, 1969.
- [33] E. Philofsky, K. Ravi, E. Hall, and J. Black. Surface reconstruction of aluminum metallization—a new potential wearout mechanism. In *9th Reliability Physics Symposium*, pages 120–128. IEEE, 1971.
- [34] M. Ciappa. Selected failure mechanisms of modern power modules. *Microelectronics reliability*, 42(4-5) :653–667, 2002.
- [35] T. Shoji, M. Kuwahara, and M. Usui. Dependence of short-circuit withstand capability of sic mosfets on short-circuit failure time. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 36(10) :11739–11747, 2021.
- [36] R. Degraeve, G. Groeseneken, R. Bellens, M. Depas, and H.E. Maes. A consistent model for the thickness dependence of intrinsic breakdown in ultra-thin oxides. In *Proceedings of International Electron Devices Meeting*, pages 863–866. IEEE, 1995.
- [37] E. Wu, E. Nowak, J. Aitken, W. Abadeer, L.K. Han, and S. Lo. Structural dependence of dielectric breakdown in ultra-thin gate oxides and its relationship to soft breakdown modes and device failure. In *International Electron Devices Meeting 1998. Technical Digest (Cat. No. 98CH36217)*, pages 187–190. IEEE, 1998.
- [38] S.J. Kim, M.S. Kim, and S.J. Bae. Reliability prediction of highly scaled mosfet devices via fractal structure of spatial defects. *IEEE Access*, 7 :143160–143168, 2019.
- [39] R. Ruffilli, M. Berkani, P. Dupuy, S. Lefebvre, Y. Weber, B. Warot-Fonrose, C. Marcelot, and M. Legros. Aluminum metallization and wire bonding aging in power mosfet modules. *Materials Today : Proceedings*, 5(6) :14641–14651, 2018.
- [40] Hottinger Brüel & KJÆR. Qu’est-ce qu’une fiber bragg grating? Disponible sur : <https://www.hbm.com/fr/4596/quest-ce-quune-fiber-bragg-grating/> (Consulté le 21 septembre 2023).
- [41] Teledyne Flir. Flir x6800sc mwir. Disponible sur : <https://www.flir.fr/products/x6800sc-mwir/> (Consulté le 21 septembre 2023).
- [42] I. De Wolf et al. Raman spectroscopy : Chips and stress. *Spectroscopy Europe*, 15(2) :6–13, 2003.

- [43] Bruker. Guide de la microscopie raman. Disponible sur : <https://www.bruker.com/fr/products-and-solutions/infrared-and-raman/raman-microscopes/what-is-raman-microscopy.html> (Consulté le 8 septembre 2023).
- [44] Sentaurus Device User Guide. December 2010.
- [45] A. Tsibizov, I. Kovačević-Badstübner, B. Kakarla, and U. Grossner. Accurate temperature estimation of sic power mosfet s under extreme operating conditions. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 35(2) :1855–1865, 2019.
- [46] J.L. Lagrange. *Theorie des fonctions analytiques, contenant les principes du calcul différentiel, degages de toute consideration d'infiniment petits, d'evanouissans, de limites et de fluxions, et reduits a l'analyse algebrique des quantites finies. Par J.L. Lagrange* .. Mme Ve Courcier, imprimeur-libraire pour les mathematiques, quai des Augustins, no 57, 1813. Google-Books-ID : 7r5VsP3Mjf8C.
- [47] Y. Pascal, M. Petit, D. Labrousse, and F. Costa. Thermal simulations of sic mosfets under short-circuit conditions : influence of various simulation parameters. In *2019 IEEE International Workshop on Integrated Power Packaging (IWIPP)*, pages 137–142. IEEE, 2019.
- [48] F. Boige, F. Richardeau, S. Lefebvre, and M. Cousineau. SiC power MOSFET in short-circuit operation : Electro-thermal macro-modelling combining physical and numerical approaches with circuit-type implementation. *Mathematics and Computers in Simulation*, 158 :375–386, April 2019. Publisher : Elsevier.
- [49] A. Ammous, B. Allard, and H. Morel. Transient temperature measurements and modeling of igbt's under short circuit. *IEEE transactions on power electronics*, 13(1) :12–25, 1998.
- [50] K. Yao, H. Yano, and N. Iwamuro. Investigations of short-circuit failure in double trench sic mosfets through three-dimensional electro-thermal-mechanical stress analysis. *Microelectronics Reliability*, 122 :114163, 2021.
- [51] V. d'Alessandro, A. Magnani, M. Riccio, G. Breglio, A. Irace, N. Rinaldi, and A. Castellazzi. Spice modeling and dynamic electrothermal simulation of sic power mosfets. In *2014 IEEE 26th International Symposium on Power Semiconductor Devices & IC's (ISPSD)*, pages 285–288. IEEE, 2014.
- [52] P. Thomas. Eléments finis pour l'ingénieur : Grands principes et petites recettes. *European Journal of Computational Mechanics/Revue Européenne de Mécanique Numérique*, 15(7-8) :993–995, 2006.
- [53] ANSYS Mechanical APDL Theory Reference, November 2013.
- [54] N.M. Newmark. A method of computation for structural dynamics. *Journal of the engineering mechanics division*, 85(3) :67–94, 1959.
- [55] J. Chung and G.M. Hulbert. A time integration algorithm for structural dynamics with improved numerical dissipation : the generalized- $\alpha$  method. 1993.
- [56] Sentaurus Data Explorer, June 2006.

- [57] B. Wang, J. Liu, W. Li, G. Zhang, Y. Geng, and J. Wang. Multiple failure mode identification of sic planar mosfets in short-circuit operation. *Microelectronics Reliability*, 114 :113804, 2020.
- [58] D. Kim, A.J. Morgan, N. Yun, W. Sung, A. Agarwal, and R. Kaplar. Non-isothermal simulations to optimize sic mosfets for enhanced short-circuit ruggedness. In *2020 IEEE International Reliability Physics Symposium (IRPS)*, pages 1–6. IEEE, 2020.
- [59] UDF Manual. Ansys fluent 12.0. *Theory Guide*, 2009.
- [60] V.R. Voller and C. Prakash. A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 30(8) :1709–1719, 1987.
- [61] R.W. Lewis, K. Morgan, and O.C. Zienkiewicz. *Numerical methods in heat transfert*. John Wiley & Sons Ltd, 1981.
- [62] R.W. Lewis and K. Morgan. *Numerical methods in thermal problems*. Pineridge Press Limited Wales, 1979.
- [63] L. Rayleigh. Lix. on convection currents in a horizontal layer of fluid, when the higher temperature is on the under side. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, 32(192) :529–546, 1916.
- [64] L.D. Lucas. *Viscosité des principaux métaux et métalloïdes*. Ed. Techniques Ingénieur, 1984.
- [65] Q.T. Pham. A fast, unconditionally stable finite-difference scheme for heat conduction with phase change. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 28(11) :2079–2084, 1985.
- [66] D. Poirier and M. Salcudean. On numerical methods used in mathematical modeling of phase change in liquid metals. *Journal of Heat Transfer*, 110 :562–570, August 1988.
- [67] S.R. Idelsohn, M.A. Storti, and L.A. Crivelli. Numerical methods in phase-change problems. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 1 :49–74, 1994.
- [68] C. Bonacina, G. Comini, A. Fasano, and M. Primicerio. Numerical solution of phase-change problems. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 16(10) :1825–1832, 1973.
- [69] S.D. Proell, W.A. Wall, and C. Meier. On phase change and latent heat models in metal additive manufacturing process simulation. *Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences*, 7(1) :24, May 2020.
- [70] F. Richardeau and F. Boige. Circuit-type modelling of SiC power Mosfet in short-circuit operation including selective fail-to-open and fail-to-short modes competition | Elsevier Enhanced Reader.
- [71] AB Comsol. Comsol multiphysics reference manual. *COMSOL AB*, 2007.
- [72] T.JR Hughes. *The finite element method : linear static and dynamic finite element analysis*. Courier Corporation, 2012.

- [73] R.E. Bank, W.M. Coughran, W. Fichtner, E.H. Grosse, D.J. Rose, and R.K. Smith. Transient simulation of silicon devices and circuits. *IEEE Transactions on Computer-Aided Design of Integrated Circuits and Systems*, 4(4) :436–451, 1985.
- [74] J.E. Hatch. *Aluminum : properties and physical metallurgy*. ASM international, 1984.
- [75] Mechanical APDL Command Reference.
- [76] P.J. Davis. *Interpolation and approximation*. New York, Blaisdell Pub. Co, 1963.
- [77] Linear interpolation - Encyclopedia of Mathematics. Disponible sur : <https://encyclopediaofmath.org> (Consulté le 2 mai 2023).
- [78] M. Egerstedt, Y. Wardi, and F. Delmotte. Optimal control of switching times in switched dynamical systems. In *42nd IEEE International Conference on Decision and Control (IEEE Cat. No.03CH37475)*, volume 3, pages 2138–2143 Vol.3, 2003.
- [79] F. Delmotte, M. Egerstedt, and C. Martin. Optimal sample time selections for interpolation and smoothing. *IFAC Proceedings Volumes*, 38(1) :105–110, 2005. 16th IFAC World Congress.
- [80] Guido Van Rossum and Fred L. Drake. *Python 3 Reference Manual*. CreateSpace, Scotts Valley, CA, 2009.
- [81] Sentaurus™ Structure Editor User Guide. 2017.
- [82] M. Shimrat. Algorithm 112 : position of point relative to polygon. *Communications of the ACM*, 5(8) :434, 1962.
- [83] T.C. Hales. The jordan curve theorem, formally and informally. *The American Mathematical Monthly*, 114(10) :882–894, 2007.
- [84] B. Delaunay et al. Sur la sphere vide. *Izv. Akad. Nauk SSSR, Otdelenie Matematicheskii i Estestvennyka Nauk*, 7(793-800) :1–2, 1934.
- [85] J. D. Hunter. Matplotlib : A 2d graphics environment. *Computing in Science & Engineering*, 9(3) :90–95, 2007.
- [86] C.B. Barber, D.P. Dobkin, and H. Huhdanpaa. The quickhull algorithm for convex hulls. *ACM Transactions on Mathematical Software*, 22(4) :469–483, 1996.
- [87] G. Romano, L. Maresca, M. Riccio, V. d’Alessandro, G. Breglio, A. Irace, A. Fayyaz, and A. Castellazzi. Short-circuit failure mechanism of sic power mosfets. In *2015 IEEE 27th International Symposium on Power Semiconductor Devices & IC’s (ISPSD)*, pages 345–348. IEEE, 2015.
- [88] E. Sarraute, T. Cazimajou, and F. Richardeau. Transient thermal 2d fem analysis of sic mosfet in short-circuit operation including solidus-liquidus phase transition of the aluminum source electrode. In *2023 24th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE)*, pages 1–8. IEEE, 2023.
- [89] A.J.C. Wilson. The thermal expansion of aluminium from 0 to 650 c. *Proceedings of the Physical Society*, 53(3) :235, 1941.

- [90] B. Jayant Baliga. *Silicon Carbide Power Devices*. World Scientific, January 2006. Google-Books-ID : M87ICgAAQBAJ.
- [91] S. Mahajan and L.C. Kimerling. *Concise encyclopedia of semiconducting materials & related technologies*. Elsevier, 2013.
- [92] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor. *La méthode des éléments finis. Formulation de base et problèmes linéaires*. AFNOR, 1991.
- [93] Masanobu Yoshikawa, Kenichi Kosaka, Hirohumi Seki, and Tsunenobu Kimoto. Stress characterization of 4h-sic metal–oxide–semiconductor field-effect transistor (mosfet) using raman spectroscopy and the finite element method. *Applied Spectroscopy*, 70(7) :1209–1213, 2016.
- [94] G. Romano, A. Fayyaz, M. Riccio, L. Maresca, G. Breglio, A. Castellazzi, and A. Irace. A comprehensive study of short-circuit ruggedness of silicon carbide power mosfets. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 4(3) :978–987, 2016.
- [95] F. Boige, F. Richardeau, D. Trémouilles, S. Lefebvre, and G. Guibaud. Investigation on damaged planar-oxide of 1200 v sic power mosfets in non-destructive short-circuit operation. *Microelectronics Reliability*, 76 :500–506, 2017.
- [96] P.D. Reigosa, F. Iannuzzo, and L. Ceccarelli. Effect of short-circuit stress on the degradation of the sio<sub>2</sub> dielectric in sic power mosfets. *Microelectronics Reliability*, 88 :577–583, 2018.
- [97] Microsemi, a microchip company. *700 V, 35 mΩ SiC MOSFET from microchip, MSC035SMA070B*, 2020.
- [98] L. Wei, M.L. Locatelli, S. Diahm, C.D. Pham, G. Grosset, and L. DUPUY. Propriétés diélectriques à haute température de couches de sio<sub>2</sub> déposées par pecvd teos. 07 2014.
- [99] A. Chateaufneuf. La méthode des éléments finis – calcul non-linéaire matériel. *Techniques de l'ingénieur Les superstructures du bâtiment*, base documentaire : TIP253WEB.(ref. article : c6004), 2018. fre.
- [100] T.J. Parsons, H.V.S GangaRao, and W.C. Peterson. Macro-element analysis. *Computers & structures*, 20(5) :877–883, 1985.
- [101] K. Raju, T.E. Tay, and V.B.C. Tan. A review of the fe 2 method for composites. *Multiscale and Multidisciplinary Modeling, Experiments and Design*, 4 :1–24, 2021.
- [102] C. Binetruy. Estimation des propriétés mécaniques des polymères renforcés. *Techniques de l'ingénieur Plastiques et composites*, base documentaire : TIP100WEB.(ref. article : am5310), 2014. Publisher : Editions T.I. Type : base documentaire \_eprint : base documentaire : TIP100WEB.
- [103] M.G.D Geers, V.G. Kouznetsova, K. Matouš, and J. Yvonnet. Homogenization methods and multiscale modeling : nonlinear problems. *Encyclopedia of computational mechanics second edition*, pages 1–34, 2017.
- [104] ANSYS. Material designer user's guide. 2022.

- [105] P. Virtanen, R. Gommers, T.E. Oliphant, M. Haberland, T. Reddy, D. Cournapeau, E. Burovski, P. Peterson, W. Weckesser, J. Bright, S.J. van der Walt, M. Brett, J. Wilson, K.J. Millman, N. Mayorov, A.R.J. Nelson, E. Jones, R. Kern, E. Larson, C.J. Carey, Í. Polat, Y. Feng, E.W. Moore, J. VanderPlas, D. Laxalde, J. Perktold, R. Cimrman, I. Henriksen, E.A. Quintero, C.R. Harris, A.M. Archibald, A.H. Ribeiro, F. Pedregosa, P. van Mulbregt, and SciPy 1.0 Contributors. SciPy 1.0 : Fundamental Algorithms for Scientific Computing in Python. *Nature Methods*, 17 :261–272, 2020.
- [106] R. Piessens, E. de Doncker-Kapenga, C.W. Überhuber, and D.K. Kahaner. *Quadpack : a subroutine package for automatic integration*, volume 1. Springer Science & Business Media, 2012.
- [107] L. Cao, Q. Guo, and K. Sheng. Comparative Evaluation of the Short circuit Capability of SiC Planar and Trench Power MOSFET. In *2018 IEEE 2nd International Electrical and Energy Conference (CIEEC)*, pages 653–656, Beijing, China, November 2018. IEEE.
- [108] Z. Wang, X. Shi, L.M. Tolbert, F. Wang, Z. Liang, D. Costinett, and B.J. Blalock. Temperature-Dependent Short-Circuit Capability of Silicon Carbide Power MOSFETs. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 31(2) :1555–1566, February 2016.
- [109] Z. Khatir, S. Lefebvre, and F. Saint-Eve. Experimental and numerical investigations on delayed short-circuit failure mode of single chip igbt devices. *Microelectronics Reliability*, 47(2-3) :422–428, 2007.
- [110] T.H. Duong, J.M. Ortiz, D.W. Berning, A.R. Hefner, S.H. Ryu, and J.W. Palmour. Electro-thermal simulation of 1200 v 4h-sic mosfet short-circuit soa. In *2015 IEEE 27th International Symposium on Power Semiconductor Devices & IC's (ISPSD)*, pages 217–220. IEEE, 2015.

## Annexe A

# Commande APDL génération de chaleur par trapèze

```
ESEL, S, MAT, , 1      !Selection des elements du materiaux 1, SiC  
                         dans ce cas
```

```
*GET, i, ELEM, 0, NUM, MIN
```

```
*GET, n, ELEM, 0, COUNT
```

```
*DIM, my_Power, TABLE, 9, n, 1, TIME, ELEM
```

```
!On donne d'abords les temps auxquels seront  
!donnees les valeurs de HGEN
```

```
my_Power(0,0,1) = 0.0  
my_Power(1,0,1) = 0.0  
my_Power(2,0,1) = 1.43E-6  
my_Power(3,0,1) = 2.86E-6  
my_Power(4,0,1) = 4.29E-6  
my_Power(5,0,1) = 5.72E-6  
my_Power(6,0,1) = 7.15E-6  
my_Power(7,0,1) = 8.57E-6  
my_Power(8,0,1) = 1E-5  
my_power(9,0,1) = 1.01E-5
```

```
!Boucle do pour l attribution de puissance a chaque element  
!selon sa position
```

```
j=1 !compteur pour la TABLE %my_power%
```

```
*DOWHILE, i
```

```
    x = CENTRX(i)
```

```
    z = CENTRY(i)
```

```
    !changement de base. Depend de chaque modele
```

```

y = -z + 174
*IF, x, LE, 1410, THEN
  *IF, y, LT, ARG1, THEN
    PEJ = 0.319*y/ARG1+0.68      !ARG1 = 0.71
  *ELSEIF, y, LT, ARG2          !ARG2 = 2.531
    PEJ = 1
  *ELSEIF, y, LT, ARG3          !ARG3 = 6.541
    PEJ = -y/(ARG3-ARG2)+ARG3/(ARG3-ARG2)
  *ELSE
    PEJ = 0.0
  *ENDIF
*ELSE
  PEJ = 0.0
*ENDIF

```

*!Pour cet element, on lui attribue les valeurs hgen a chaque instant*

```

my_Power(0, j) = i      !numero de 1 element
my_Power(1, j) = ARG4*PEJ      !ARG4 = 2.129E9
my_Power(2, j) = ARG4*PEJ*0.8
my_Power(3, j) = ARG4*PEJ*0.71
my_Power(4, j) = ARG4*PEJ*0.64
my_Power(5, j) = ARG4*PEJ*0.60
my_Power(6, j) = ARG4*PEJ*0.57
my_Power(7, j) = ARG4*PEJ*0.54
my_Power(8, j) = ARG4*PEJ*0.52
my_Power(9, j) = 0
i=ELNEXT(i)
j=j+1
*ENDDO

```

*!Application finale de la generation de chaleur*

```

BFE, ALL, HGEN, 1, %my_Power%
ALLSELL, All, ALL

```

## **Annexe B**

# **Script Python d'automatisation de la récupération des résultats macroscopiques pour les conditions de bords microscopiques**

```
1  "x = 0
2  path = "Chemin"
3  Bas = "Chemin_bords_inferieur"
4  Droite = "Chemin_bords_droit"
5  Gauche = "Chemin_bords_gauche"
6  position = "Chemin_position_cellule"
7
8  Time = [1.25e-6,3.75e-6,6.25e-6,1e-5]
9  for time_i in range(len(Time)):
10
11     #Il faut au prealable avoir realise 3 trajectoires
12     #L'indexage est à modifier
13     Traj_G = Model.ConstructionGeometry.Children[0]
14     Traj_D = Model.ConstructionGeometry.Children[1]
15     Traj_B = Model.ConstructionGeometry.Children[2]
16
17     Traj_G.StartXCoordinate = Quantity(str(x)+" [um] ")
18     Traj_G.EndXCoordinate = Quantity(str(x)+" [um] ")
19     Traj_D.StartXCoordinate = Quantity(str(x+10)+" [um] ")
20     Traj_D.EndXCoordinate = Quantity(str(x+10)+" [um] ")
21     Traj_B.StartXCoordinate = Quantity(str(x)+" [um] ")
22     Traj_B.EndXCoordinate = Quantity(str(x+10)+" [um] ")
23
24     #Represente les deplacements Ux et Uy de chaque cotes
25     #Les avoir crees dans l'onglet "solution" d'ANSYS
26     #L'indexage est à modifier
27     result_G_X = Model.Analyses[1].Solution.Children[8]
28     result_G_Y = Model.Analyses[1].Solution.Children[9]
29     result_D_X = Model.Analyses[1].Solution.Children[10]
30     result_D_Y = Model.Analyses[1].Solution.Children[11]
31     result_B_X = Model.Analyses[1].Solution.Children[12]
32     result_B_Y = Model.Analyses[1].Solution.Children[13]
33
34     result_G_X.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
35     result_G_Y.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
36     result_D_X.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
37     result_D_Y.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
38     result_B_X.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
39     result_B_Y.DisplayTime = Quantity(str(Time[time_i])+" [s] ")
40
41     result_G_X.EvaluateAllResults()
42     result_G_Y.EvaluateAllResults()
43     result_D_X.EvaluateAllResults()
44     result_D_Y.EvaluateAllResults()
45     result_B_X.EvaluateAllResults()
46     result_B_Y.EvaluateAllResults()
47
48     G_X=path+Gauche+position+"UX_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
49     result_G_X.ExportToTextFile(G_X)
50     G_Y=path+Gauche+position+"UY_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
51     result_G_Y.ExportToTextFile(G_Y)
52     D_X=path+Droite+position+"UX_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
53     result_D_X.ExportToTextFile(D_X)
54     D_Y = path+Droite+position+"UY_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
55     result_D_Y.ExportToTextFile(D_Y)
56     B_X=path+Bas+position+"UX_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
57     result_B_X.ExportToTextFile(B_X)
58     B_Y=path+Bas+position+"UY_"+str(x)+"_"+str(time_i)+".txt"
59     result_B_Y.ExportToTextFile(B_Y)
```

**Titre : Modélisation électrothermique pour l'analyse et l'estimation de durée de vie de modules à semi-conducteurs en court-circuit.**

**Résumé :**

L'électronique de puissance est en pleine croissance. De nombreuses questions de fiabilité sont apportées par le remplacement du silicium par du carbure de silicium, notamment concernant la tenue des composants aux courts-circuits. Aujourd'hui, il existe des modèles de prédiction de durée de vie restante dans le cadre d'une utilisation normale du composant, mais aucun modèle ne gère le cas d'un court-circuit. Or, avec des durées de vie aux alentours de la vingtaine d'années, la modification de la durée de vie restante suite à l'apparition d'un court-circuit est une problématique à intégrer pour optimiser les maintenances préventives ou correctives.

La simulation numérique d'un court-circuit d'un module de puissance permettrait de déduire l'endommagement du module et la rectification à effectuer sur la prédiction de la durée de vie restante. Cette démarche étant innovante, de nombreux verrous technologiques et problématiques de modélisation ont dû être résolues. Tout d'abord, comme deux logiciels en éléments finis (ANSYS Mechanical et Sentaurus TCAD) sont utilisés qui ne communiquent pas naturellement entre eux, une passerelle pour permettre ce lien a dû être faite. Une modélisation électro-thermo-mécanique d'une cellule SiC MOSFET 1,2 kV 15 A est présentée dans cette thèse. Pour cette simulation numérique, un modèle de fusion de l'aluminium de surface est adapté et optimisé. Il a aussi été observé dans la littérature une localisation particulière des dégradations par court-circuit. Afin de considérer cette localisation, un modèle multi-échelle est réalisé avec une homogénéisation de la structure de grille de la cellule et une homogénéisation unidimensionnelle de la génération de chaleur de la cellule. Ce modèle est constitué d'une partie microscopique, la cellule, et d'une partie macroscopique, la puce. Ces travaux mettent en place de nouveaux outils pour la modélisation et la simulation de composants de puissance pendant un court-circuit.

**Mots clés :** Modélisation électro-thermo-mécanique, Modélisation par Éléments finis, Passerelle entre logiciels, Court-circuit, transistor, SiC MOSFET, fusion d'aluminium, homogénéisation numérique, Modélisation multi-échelle

---

**Title : Electrothermal modeling for the analysis and lifetime estimation of short-circuited semiconductor modules.**

**Abstract :**

Power electronics is experiencing significant growth. Many reliability issues arise from replacing silicon with silicon carbide, particularly concerning the component's resistance to short circuits. Currently, there are models predicting the remaining lifespan under normal component usage, but none of them address the scenario of a short circuit. However, with lifespans typically around twenty years, the modification of remaining lifespan following a short circuit is a crucial consideration for optimizing preventive or corrective maintenance.

The numerical simulation of a short circuit in a power module would allow deducing the damage to the module and the corrections needed for predicting the remaining lifespan. This innovative approach faced various technological challenges and modelling issues. Firstly, as two finite element software (ANSYS Mechanical and Sentaurus TCAD) were used, which do not naturally communicate with each other, a gateway had to be established to facilitate this connection. An electro-thermo-mechanical modelling of a 1.2 kV 15 A SiC MOSFET cell is presented in this thesis. For this numerical simulation, a surface aluminium melting model is adapted and optimized. Literature has also indicated a specific localization of short-circuit-induced degradations. To consider this localization, a multi-scale model is created, involving homogenization of the cell's gate structure and one-dimensional homogenization of the cell's heat generation. This model comprises a microscopic part, the cell, and a macroscopic part, the chip. These efforts establish new tools for the modelling and simulation of power components during a short circuit.

**Keywords :** Electro-thermo-mechanical modelling, Finite elements modelling, Bridge between software, Short circuit, transistor, SiC MOSFET, Aluminium melting, Numerical homogenisation, Multi-scale modelling

---

**Unité de recherche**

[Laboratoire de l'Intégration du Matériau au Système, UMR 5218, Talence, France]