

**ÉCOLE DOCTORALE SANTÉ, SCIENCES, TECHNOLOGIES**  
**LABORATOIRE DE MICROÉLECTRONIQUE DE PUISSANCE (LMP)**

## **THÈSE** présentée par : **Sébastien JACQUES**

soutenue le : **19 octobre 2010**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université François Rabelais de Tours**

Discipline / Spécialité : **Électronique**

### **ÉTUDE DE LA FATIGUE THERMOMÉCANIQUE DES COMPOSANTS DE PUISSANCE DE TYPE TRIAC SOUMIS À DES CYCLES ACTIFS DE TEMPÉRATURE**

**THÈSE dirigée par :**

**Laurent GONTHIER**  
**René LEROY**

Ingénieur de recherche (HDR), STMicroelectronics, Tours  
Maître de conférences (HDR), Université de Tours

**RAPPORTEURS :**

**Zoubir KHATIR**  
**Stéphane LEFEBVRE**

Directeur de recherche, INRETS, Versailles  
Professeur des universités, CNAM, Cachan

---

**JURY :**

**Nathalie BATUT**  
**François FOREST**  
**Laurent GONTHIER**  
**Zoubir KHATIR**  
**Stéphane LEFEBVRE**  
**René LEROY**  
**Frédéric RICHARDEAU**  
**Laurent VENTURA**

Maître de conférences, Université de Tours  
Professeur des universités, Université de Montpellier 2  
Ingénieur de recherche (HDR), STMicroelectronics, Tours  
Directeur de recherche, INRETS, Versailles  
Professeur des universités, CNAM, Cachan  
Maître de conférences (HDR), Université de Tours  
Directeur de recherche, CNRS-Laplace, Université de Toulouse  
Professeur des universités, Université de Tours



# Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été co-encadrés par le site industriel STMicroelectronics de Tours et deux laboratoires de recherche de l'université François Rabelais de Tours : le Laboratoire de Microélectronique de Puissance (LMP) et le Laboratoire de Mécanique et Rhéologie (LMR).

Tout d'abord, je tiens à exprimer toute ma gratitude à Monsieur Laurent GONTHIER, Ingénieur de recherche (HDR) au LMP et Manager de l'équipe « AC Switch, Lighting, and Appliances » au laboratoire d'applications, qui a été pour moi un Directeur de thèse attentif et disponible malgré ses nombreuses responsabilités. Je lui suis très reconnaissant pour la liberté qu'il a bien voulu me laisser dans l'organisation de mes travaux. Si j'avais une chose à retenir, ce serait cette phrase qu'il m'a envoyée un jour par courrier électronique au tout début de ma thèse : « Longue est la voie qui mène à l'excellence qui dure, petit scarabée ! ». Aujourd'hui, la qualité de ce travail est en grande partie due à ses vastes compétences et au souci de ne pas s'égarer afin de construire un cheminement clair pour aborder cette thématique de recherche.

Je remercie Monsieur René LEROY, Maître de conférences de mécanique (HDR), d'avoir accepté la codirection de cette thèse. Une seule phrase ne suffirait pas à résumer mes sentiments. Avec un grand dynamisme et beaucoup de clairvoyance, René a su me faire partager ses connaissances sur la caractérisation des propriétés mécaniques des matériaux. Il m'a ainsi permis de m'ouvrir vers d'autres domaines que l'électronique de puissance. Le terme de « collaboration » n'est pas assez fort pour résumer nos relations pendant ces trois années.

Je tiens à exprimer une profonde reconnaissance à Madame Nathalie BATUT, Maître de conférences d'électronique, pour son encadrement scientifique et technique et surtout pour son soutien sans relâche. Elle a toujours su faire disparaître certains moments de doute en essayant de mettre en avant les points positifs et les originalités de mes travaux. Je remercie Nathalie également pour la lecture attentive et la correction de ce mémoire. Ses commentaires, ainsi que ses recommandations, m'ont été d'un grand secours pour améliorer la qualité de ce manuscrit.

Je remercie Monsieur Zoubir KHATIR, Directeur de recherche à l'INRETS de Versailles, ainsi que Monsieur Stéphane LEFEBVRE, Professeur au CNAM à Cachan, de m'avoir fait l'honneur de rapporter sur mes travaux et pour l'attention qu'ils ont accordée à la lecture de ce mémoire.

Je remercie Monsieur François FOREST, Professeur à l'université de Montpellier 2, Monsieur Frédéric RICHARDEAU, Directeur de recherche au CNRS-Laplace de Toulouse, ainsi que Monsieur Laurent VENTURA, Professeur à l'université de Tours, d'avoir examiné mes travaux de recherche.

Je remercie toute l'équipe du laboratoire d'applications et du département « Qualité Environnement Hygiène et Sécurité » de STMicroelectronics, et plus particulièrement Messieurs Éric BERNIER, Guy CAZAUBON, François JAUFFRET et Michel TAURIN pour l'accès aux ressources du site de STMicroelectronics Tours. Je remercie également Madame Gwénola BERTON et Monsieur Francis LEMAIRE, du service « Produits » pour la fourniture des TRIAC destinés aux nombreux essais expérimentaux de fiabilité.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur Daniel ALQUIER, Professeur à l'université de Tours, pour l'accès aux ressources du laboratoire.

Je remercie Monsieur Mohan RANGANATHAN, Professeur à l'université de Tours et Directeur du LMR, pour m'avoir permis d'utiliser le viscoanalyseur (DMA) afin de mener mes campagnes expérimentales de caractérisation des propriétés mécaniques des alliages de brasure.

La fin de ma thèse a été embellie par un volet « enseignement » relativement intense au département « Électronique et Énergie » de Polytech'Tours. Je tiens d'abord à remercier Monsieur Ambroise SCHELLMANN, Maître de conférences d'électronique et Directeur de ce département, de m'avoir fait confiance. Durant ces heures, j'ai pu côtoyer des enseignants compétents et passionnés. Je tiens plus particulièrement à saluer Gaëlle BERTON, Florent CHALON et Stéphane MÉO. Je tiens à leur dire que cela a été une joie de travailler avec eux.

Je tiens à témoigner ma reconnaissance à tous les membres du laboratoire d'applications, du LMP et du LMR qui ont permis que ce travail se déroule dans de bonnes conditions. Je remercie plus particulièrement : Jean-Michel (merci de m'avoir fait découvrir les plaisirs gustatifs des produits de Savoie !), Ghafour (c'est grâce à toi et à ton encadrement scientifique de grande valeur, lors de mon stage de fin d'études d'école d'ingénieurs, que j'ai pu me lancer dans l'aventure de la thèse !), Martial, Antoine, Benoît. J'ai plus particulièrement une amicale pensée pour Chawki, Luong-Viêt et Damien qui ont sans doute vécu ou vont vivre les mêmes moments que moi au cours (et surtout à la fin !) de leur thèse.

Mes dernières pensées vont vers mes parents, mes beaux-parents et plus particulièrement, vers mon épouse Charlène. J'ai sans aucun doute partagé le plus d'émotions avec elle au cours de cette thèse : beaucoup de joie, mais aussi quelques frustrations. Charlène a toujours pris le temps de discuter, de me reconforter et aujourd'hui, ces quelques lignes permettent de témoigner tout l'amour que j'ai pour elle.

# Résumé

Les travaux présentés dans cette thèse portent sur l'évaluation de la fatigue thermomécanique d'une nouvelle famille de TRIAC 16 A, 600 V, qualifiée de « haute température », pour des applications industrielles, « grand public » et d'éclairage. Nous avons cherché à évaluer la durée de vie de ces TRIAC et à analyser et comprendre les mécanismes de dégradation, lorsque ces derniers subissent des cycles actifs de température.

Après un rappel des notions utilisées en fiabilité, la première partie de ce mémoire présente les résultats majeurs sur les mécanismes de défaillance des modules de puissance, utilisés dans les applications de transport, lorsqu'ils sont soumis à des variations cycliques de température. Les défaillances de ces modules sont actuellement bien connues. Cet état de l'art nous a permis d'appréhender les dégradations qui peuvent apparaître pour des TRIAC soumis à des cyclages thermiques.

Dans la deuxième partie, nous nous sommes intéressés aux essais normatifs de fatigue thermique effectués pour qualifier des nouveaux produits avant leur mise sur le marché. Ces essais ne reflètent pas nécessairement les conditions de fonctionnement des composants dans leurs applications. Nous avons alors recensé et analysé les cas d'application pour lesquels les composants subissent des contraintes thermiques de grande amplitude.

Les matériaux les plus sensibles aux cyclages thermiques sont les interfaces d'assemblage (joints de brasure) du composant. Dans la troisième partie, nous avons caractérisé expérimentalement les propriétés thermomécaniques de l'alliage de brasure ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ) pour expliquer précisément, à l'aide de la simulation par éléments finis (ANSYS®), les mécanismes à l'origine de l'endommagement de ces interfaces.

Dans la dernière partie de ce mémoire, nous avons analysé expérimentalement l'impact des profils thermiques (temps de montée, de palier et excursion de température) sur la durée de vie des TRIAC. Ce travail a permis de déterminer le principal facteur d'accélération des défaillances des composants. L'enjeu de cette thèse est de mettre en place des outils de prédiction de la durée de vie des TRIAC. Nous avons alors proposé un modèle qui s'appuie sur la corrélation entre les résultats des tests expérimentaux avec ceux obtenus en simulation.

Mots clés : TRIAC « haute température », cyclages thermiques actifs, joints de brasure, fatigue thermomécanique, prédiction, durée de vie.



# Abstract

This work deals with the thermo-mechanical fatigue evaluation of a new 16A, 600V, high temperature TRIAC family, used for industrial, lighting, and home appliances. We evaluated the lifetime of these TRIAC and analyzed their failure mechanisms, when the devices were subjected to power cycling.

In the first part of this document, we remind the main concepts used in reliability. Then, we give an overview on the power modules reliability, used in transport applications, when these devices are subjected to power cycling. The failures of these modules are currently well-known. This state of the art allowed us to anticipate the failures that could appear for TRIAC during power cycling.

In the second part, we present the standard thermal fatigue tests that are systematically carried out before introducing TRIAC on the market. These tests do not reflect necessarily the operating conditions of the components in their applications. Thus, we listed and analyzed the TRIAC applications which lead to high thermal stresses for the devices.

During power cycling, the most sensitive part in a TRIAC package is the die-attach and particularly the solder joints. In the third part, we present the characterization results of the thermo-mechanical properties for the lead-based alloy ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ) to explain more precisely, using finite elements simulations (ANSYS®), the thermo-mechanical fatigue origin of these solder joints.

In the last part of this document, we analyze the impact of a power cycling profile (with various rise and dwell durations or temperature swings) on TRIAC lifetime. This study allowed us to define the main acceleration factor responsible of the TRIAC package aging. The aim of this work is to build a lifetime prediction model for TRIAC subjected to power cycling. Thus, we proposed a model by correlating the experimental results with those obtained in simulation.

Keywords: high temperature TRIAC, power cycling, solder joints, thermo-mechanical fatigue, lifetime prediction.



# Table des matières

|                                                                                                           |           |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| Remerciements.....                                                                                        | 3         |
| Résumé.....                                                                                               | 5         |
| Abstract.....                                                                                             | 7         |
| Liste des tableaux .....                                                                                  | 13        |
| Liste des figures .....                                                                                   | 15        |
| Introduction générale.....                                                                                | 21        |
| <b>Chapitre 1</b>                                                                                         |           |
| <b>Problématiques et enjeux de la fiabilité en électronique de puissance.....</b>                         | <b>27</b> |
| I.1. Introduction.....                                                                                    | 29        |
| I.2. Contexte de l'étude .....                                                                            | 29        |
| I.2.1. Objectifs des travaux de recherche .....                                                           | 29        |
| I.2.2. Présentation du TRIAC .....                                                                        | 31        |
| I.3. Rappels sur la fiabilité .....                                                                       | 41        |
| I.3.1. Introduction à l'étude de la fiabilité .....                                                       | 41        |
| I.3.2. Analyse de survie .....                                                                            | 43        |
| I.4. État de l'art sur la fiabilité des dispositifs de puissance soumis à des cycles de température ..... | 47        |
| I.4.1. Contexte et problématiques .....                                                                   | 47        |
| I.4.2. Modes de défaillance engendrés.....                                                                | 48        |
| I.5. Conclusion.....                                                                                      | 56        |
| <b>Chapitre 2</b>                                                                                         |           |
| <b>Cyclages thermiques des TRIAC : aspects normatifs et contraintes fonctionnelles .....</b>              | <b>57</b> |
| II.1. Introduction.....                                                                                   | 59        |
| II.2. Fatigue thermique active : aspects normatifs .....                                                  | 59        |
| II.2.1. Description de l'essai de fatigue thermique .....                                                 | 59        |
| II.2.2. Exigences normatives .....                                                                        | 60        |
| II.3. Synthèse des contraintes thermiques fonctionnelles.....                                             | 63        |

|         |                                                           |    |
|---------|-----------------------------------------------------------|----|
| II.3.1. | Contexte, objectifs et méthodologie.....                  | 63 |
| II.3.2. | Fonctionnement normal .....                               | 65 |
| II.3.3. | Fonctionnement anormal .....                              | 70 |
| II.3.4. | Conclusion.....                                           | 72 |
| II.4.   | Impact de la température sur les paramètres du TRIAC..... | 72 |
| II.4.1. | Avant-propos .....                                        | 72 |
| II.4.2. | État bloqué.....                                          | 73 |
| II.4.3. | Amorçage .....                                            | 79 |
| II.4.4. | Surcharges en courant à l'état passant .....              | 82 |
| II.4.5. | Blocage .....                                             | 83 |
| II.4.6. | Synthèse .....                                            | 85 |
| II.5.   | Conclusion.....                                           | 86 |

### Chapitre 3

#### **Caractérisation des propriétés thermomécaniques des brasures PbSnAg..... 87**

|          |                                                                                     |     |
|----------|-------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| III.1.   | Introduction.....                                                                   | 89  |
| III.2.   | Comportement mécanique des matériaux.....                                           | 89  |
| III.2.1. | Essai de traction.....                                                              | 89  |
| III.2.2. | Viscoplasticité : fluage et relaxation .....                                        | 92  |
| III.2.3. | Fatigue des matériaux.....                                                          | 96  |
| III.3.   | Rappels des résultats antérieurs sur la caractérisation des brasures PbSnAg.....    | 99  |
| III.3.1. | Présentation de l'outil de caractérisation : le viscoanalyseur .....                | 99  |
| III.3.2. | Discussion sur les résultats obtenus .....                                          | 101 |
| III.4.   | Résultats de caractérisation de l'alliage $Pb_{92,5}Sn_{5,0}Ag_{2,5}$ .....         | 102 |
| III.4.1. | Protocole de réalisation des éprouvettes .....                                      | 102 |
| III.4.2. | Impact de la température sur la limite d'élasticité et la résistance mécanique..... | 104 |
| III.4.3. | Influence de la température sur le module d'Young .....                             | 107 |
| III.4.4. | Impact du type d'alliage sur le cisaillement du joint de brasure .....              | 109 |
| III.4.5. | Caractérisation du comportement viscoplastique.....                                 | 112 |
| III.4.6. | Étude du comportement en fatigue .....                                              | 115 |
| III.5.   | Conclusion.....                                                                     | 116 |

## Chapitre 4

|                                                                                       |            |
|---------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>Influence des profils thermiques sur la fiabilité fonctionnelle des TRIAC.....</b> | <b>119</b> |
| IV.1. Introduction.....                                                               | 121        |
| IV.2. Méthodologie.....                                                               | 122        |
| IV.2.1. Présentation de la démarche.....                                              | 122        |
| IV.2.2. Banc d'essai de cyclage de puissance .....                                    | 123        |
| IV.2.3. Modélisation par éléments finis .....                                         | 128        |
| IV.3. Impact du profil applicatif sur la durée de vie des TRIAC .....                 | 133        |
| IV.3.1. Critère de défaillance .....                                                  | 133        |
| IV.3.2. Influence du temps de montée .....                                            | 137        |
| IV.3.3. Impact du temps de palier .....                                               | 141        |
| IV.3.4. Influence de l'excursion de la température du boîtier .....                   | 143        |
| IV.3.5. Synthèse .....                                                                | 146        |
| IV.4. Vers une extrapolation de la durée de vie .....                                 | 146        |
| IV.4.1. Préambule.....                                                                | 146        |
| IV.4.2. Les modèles de prédiction de la durée de vie .....                            | 147        |
| IV.4.3. Exemple d'extrapolation pour un TRIAC non-isolé .....                         | 150        |
| Conclusion générale.....                                                              | 153        |
| Références bibliographiques .....                                                     | 159        |
| Annexe A : amorçages ZVS et PVS.....                                                  | 167        |
| Annexe B : banc de test de cyclage de puissance.....                                  | 169        |



# Liste des tableaux

|                                                                                                                                                                                     |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Tableau II.1 : déroulement d'un essai de fatigue thermique tenant compte des spécifications de la méthode 1037 du document MIL-STD-750C -----                                       | 61  |
| Tableau II.2 : précisions données dans le document AEC-Q101 concernant l'essai de cyclage de puissance-----                                                                         | 62  |
| Tableau II.3 : intensité du courant efficace circulant dans le TRIAC pour avoir $\Delta T_j = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ , en fonction du type de boîtier-----                    | 63  |
| Tableau II.4 : caractérisation des courants d'appel (amplitudes, durées) pour plusieurs charges AC -----                                                                            | 67  |
| Tableau II.5 : caractérisation des contraintes thermiques applicatives, en fonctionnement normal -----                                                                              | 69  |
| (TRIAC T1650H-6T : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 50\text{ mA}$ , $T_{j(max)} = 150\text{ }^{\circ}\text{C}$ , boîtier TO-220 non-isolé)----                                                | 69  |
| Tableau II.6 : exemple de tenue au $(di/dt)_{ON}$ des TRIAC-----                                                                                                                    | 81  |
| (quadrant 2, TRIAC 1 A, 600 V, $T_{j(max)} = 125\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) -----                                                                                                   | 81  |
| Tableau III.1 : exposant de Norton, énergie d'activation du fluage et énergie d'autodiffusion pour quelques métaux purs -----                                                       | 95  |
| Tableau III.2 : propriétés des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé -----                                                                                                     | 110 |
| Tableau III.3 : exposant de Norton en fonction de la température, pour l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ -----                                             | 115 |
| Tableau IV.1 : spécifications du constructeur du capteur infrarouge MID-20LT-----                                                                                                   | 127 |
| Tableau IV.2 : propriétés thermiques des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé ----                                                                                            | 132 |
| Tableau IV.3 : propriétés mécaniques des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé----                                                                                             | 132 |
| Tableau IV.4 : matrice de test utilisée pour l'étude de l'influence du temps de montée sur la durée de vie des TRIAC (isolés ou non) -----                                          | 138 |
| Tableau IV.5 : explication de l'influence négligeable du temps de montée sur la durée de vie. Exemple de résultats de simulation thermomécanique obtenus sur un assemblage isolé -- | 140 |
| Tableau IV.6 : explication de l'influence négligeable du temps de palier sur la durée de vie. Exemple de résultats de simulation thermomécanique obtenus sur un assemblage isolé -- | 142 |
| Tableau IV.7 : plan d'expérience choisi pour étudier l'impact du $\Delta T_{case}$ sur la durée de vie des TRIAC (isolés ou non) -----                                              | 143 |
| Tableau IV.8 : synthèse des valeurs des paramètres clés de l'ajustement des durées de vie des TRIAC -----                                                                           | 144 |
| Tableau IV.9 : exemple de modèles de prédiction de la fatigue des brasures-----                                                                                                     | 149 |



# Liste des figures

|                                                                                                                                                                                                                           |    |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figure I.1 : exemple de dégradation des TRIAC soumis à des cyclages thermiques.....                                                                                                                                       | 30 |
| Figure I.2 : exemples de solutions pour commander une charge raccordée à un réseau alternatif.....                                                                                                                        | 31 |
| Figure I.3 : structure semi-conductrice (a) et schéma équivalent (b) du TRIAC.....                                                                                                                                        | 32 |
| Figure I.4 : stratégies de commande du TRIAC.....                                                                                                                                                                         | 33 |
| Figure I.5 : quatre quadrants d'amorçage du TRIAC.....                                                                                                                                                                    | 33 |
| Figure I.6 : exemple de circuit de réglage de phase en utilisant un TRIAC.....                                                                                                                                            | 34 |
| Figure I.7 : oscillogrammes de conduction du TRIAC dans un circuit de réglage de phase...                                                                                                                                 | 34 |
| Figure I.8 : technologies de fabrication de la puce du TRIAC.....                                                                                                                                                         | 35 |
| Figure I.9 : assemblage du TRIAC (exemple du boîtier TO-220 isolé).....                                                                                                                                                   | 36 |
| Figure I.10 : principales étapes d'assemblage du TRIAC en version isolée.....                                                                                                                                             | 36 |
| Figure I.11 : notion de résistance thermique.....                                                                                                                                                                         | 39 |
| Figure I.12 : évolution du taux de défaillance instantanée au cours de la vie d'un dispositif.                                                                                                                            | 42 |
| Figure I.13 : évolution du taux de défaillance instantanée au cours de la vie d'un dispositif.                                                                                                                            | 43 |
| Figure I.14 : fonction de distribution cumulée du logarithme du nombre de publications parmi les 88 chercheurs du « Brookhaven National Laboratory » ( <i>Shockley</i> , 1959) .....                                      | 44 |
| Figure I.15 : architecture simplifiée d'un module de puissance.....                                                                                                                                                       | 49 |
| Figure I.16 : fissure du talon du fil en aluminium d'un module à MOSFET après 30000 cycles de température ( $T_{case} = 90\text{ °C}$ , $T_{jmax} = 170\text{ °C}$ , $\Delta T_j$ ou $\Delta T_{case}$ non précisé).....  | 51 |
| Figure I.17 : décollement d'un bonding (Au) d'un module après 50000 cycles de puissance. 51 ( $\Delta T_j = 80\text{ °C}$ ).....                                                                                          | 51 |
| Figure I.18 : exemple de fissuration du joint de brasure sans plomb (SnAgCu) entre la puce et l'isolant après cyclages de puissance ( $\Delta T_j$ ou $\Delta T_{case}$ non précisé) .....                                | 52 |
| Figure I.19 : vue aux rayons X d'un module à IGBT avec une large lacune située dans la brasure Puce / Isolant au-dessous des trois puces d'IGBT .....                                                                     | 53 |
| Figure I.20 : fracture de la céramique du DCB après cyclages thermiques passifs $-30\text{ °C} / +180\text{ °C}$ .....                                                                                                    | 53 |
| Figure I.21 : dépôt de matériaux polymères sur le talon du bonding et efficacité du système sur la variation du $V_{CE(sat)}$ d'un module à IGBT soumis à des cyclages thermiques ( $65\text{ °C} / 125\text{ °C}$ )..... | 54 |
| Figure I.22 : efficacité du procédé LTJT sur la tenue des modules aux cyclages de puissance .....                                                                                                                         | 55 |

|                                                                                                                                                                                                                 |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figure I.23 : (a) Métallisation de l'émetteur d'une puce d'IGBT avant cyclages de puissance.<br>(b) Reconstruction de la métallisation après 3,2 millions de cycles entre 85 °C et 125 °C.....                  | 55 |
| Figure II.1 : description d'un essai de cyclage thermique actif.....                                                                                                                                            | 60 |
| Figure II.2 : exemple de comparaison entre l'évolution de la $T_{case}$ calculée et mesurée.....                                                                                                                | 65 |
| Figure II.3 : schéma de principe du montage réalisé pour caractériser les courants d'appel au démarrage des charges alternatives.....                                                                           | 66 |
| Figure II.4 : exemple de courant d'appel au démarrage d'un moteur universel (aspirateur 2200 W).....                                                                                                            | 68 |
| Figure II.5 : évolution de la $T_j$ pendant la phase de démarrage du moteur de l'aspirateur.....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....         | 68 |
| Figure II.6 : exemple de cycle de puissance lors d'un fonctionnement normal du TRIAC. ....                                                                                                                      | 70 |
| Figure II.7 : exemple de circuit de commande d'un moteur universel dans un aspirateur.....                                                                                                                      | 71 |
| Figure II.8 : évolution de la $T_j$ lorsque le tube d'un aspirateur 1800 W est bouché .....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....              | 71 |
| Figure II.9 : évolution de la tension de retournement en fonction de la $T_j$ .....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                      | 74 |
| Figure II.10 : évolution des courants de fuite en fonction de la $T_j$ et de la tenue en tension ...<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....     | 75 |
| Figure II.11 : réaction en chaîne positive à l'origine de l'emballement thermique. ....                                                                                                                         | 76 |
| Figure II.12 : pertes à l'état bloqué en fonction de la $T_j$ (deux points d'équilibre).....                                                                                                                    | 77 |
| Figure II.13 : évolution du $dV/dt$ statique en fonction de la $T_j$ .....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                               | 78 |
| Figure II.14 : sensibilité du TRIAC en fonction de la $T_j$ .....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                                        | 79 |
| Figure II.15 : illustration de la notion de courant d'accrochage d'un TRIAC.....                                                                                                                                | 80 |
| Figure II.16 : illustration de la notion de courant de maintien d'un TRIAC.....                                                                                                                                 | 80 |
| Figure II.17 : $I_L$ et $I_H$ en fonction de la $T_j$ .....<br>(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                                              | 81 |
| Figure II.18 : fusion de la zone active suite à une surcharge en courant (114 A crête, 10 ms).<br>(TRIAC ACST10-7CFP : 10 A, 700 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 125$ °C, boîtier TO-220 « Full Pack »)..... | 82 |
| Figure II.19 : tenue aux surcharges de courant .....                                                                                                                                                            | 83 |

|                                                                                                                                                                                               |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                                                                                           | 83  |
| Figure II.20 : notions de $(dV/dt)_{OFF}$ et $(dI/dt)_{OFF}$ .....                                                                                                                            | 84  |
| Figure II.21 : $(dI/dt)_c$ en fonction de la température de jonction .....                                                                                                                    | 84  |
| (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V, $I_{GT} = 35$ mA, $T_{j(max)} = 150$ °C, boîtier TO-220 isolé).....                                                                                           | 84  |
| Figure III.1 : courbe de réponse d'un matériau ductile soumis à un essai de traction.....                                                                                                     | 90  |
| Figure III.2 : notions de modules d'Young sécant et tangent.....                                                                                                                              | 91  |
| Figure III.3 : ordres de grandeur des températures de fusion de différents matériaux .....                                                                                                    | 92  |
| Figure III.4 : évolution typique de la déformation au cours d'un essai de fluage. ....                                                                                                        | 93  |
| Figure III.5 : notion de relaxation.....                                                                                                                                                      | 95  |
| Figure III.6 : influence de la valeur du rapport de charge sur la définition d'un essai de fatigue.....                                                                                       | 96  |
| Figure III.7 : exemple de courbe de Wöhler.....                                                                                                                                               | 97  |
| Figure III.8 : déphasage entre les courbes de contrainte et de déformation d'un matériau viscoélastique soumis à une sollicitation sinusoïdale. ....                                          | 100 |
| Figure III.9 : exemple de colonne de mesure d'un viscoanalyseur. ....                                                                                                                         | 101 |
| Figure III.10 : géométrie d'une éprouvette de brasure.....                                                                                                                                    | 103 |
| Figure III.11 : exemple d'observation aux rayons X d'une éprouvette de brasure $Pb_{92.5}Sn_{5.0}Ag_{2.5}$ .....                                                                              | 104 |
| Figure III.12 : influence de la température sur la valeur de la limite conventionnelle d'élasticité ( $Re_{0.2\%}$ ) de l'alliage $Pb_{92.5}Sn_{5.0}Ag_{2.5}$ . ....                          | 105 |
| Figure III.13 : influence de la température sur la valeur de la résistance mécanique ( $R_m$ ) de l'alliage $Pb_{92.5}Sn_{5.0}Ag_{2.5}$ . ....                                                | 105 |
| Figure III.14 : limite élastique des alliages avec et sans plomb en fonction de la température. ....                                                                                          | 106 |
| Figure III.15 : résistance mécanique des alliages avec et sans plomb en fonction de la température. ....                                                                                      | 106 |
| Figure III.16 : évolution du module d'Young dynamique en fonction de la fréquence de sollicitation et de la température (exemple de mesure pour l'alliage $Pb_{92.5}Sn_{5.0}Ag_{2.5}$ ). .... | 107 |
| Figure III.17 : évolution du module d'Young dynamique en fonction de la température. ...                                                                                                      | 108 |
| Figure III.18 : module d'Young des alliages avec et sans plomb en fonction de la température. ....                                                                                            | 108 |
| Figure III.19 : représentation schématique de l'étage « Radiateur / Céramique » d'un TRIAC isolé lors d'une élévation de température.....                                                     | 109 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                       |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure III.20 : fluage à 70 °C de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ pour plusieurs amplitudes de forces.                                                                                                                                     | 113 |
| Figure III.21 : fluage à 100 °C de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ pour plusieurs amplitudes de forces.                                                                                                                                    | 113 |
| Figure III.22 : fluage à 150 °C de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ pour plusieurs amplitudes de forces.                                                                                                                                    | 113 |
| Figure III.23 : vitesse de fluage secondaire de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ en fonction de la température.                                                                                                                             | 114 |
| Figure III.24 : extraction de l'énergie d'activation du fluage de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .                                                                                                                                        | 114 |
| Figure III.25 : détermination de l'exposant de Norton de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .                                                                                                                                                 | 114 |
| Figure III.26 : courbe de Wöhler de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ à 25 °C et à 50 Hz.                                                                                                                                                    | 116 |
| Figure IV.1 : démarche générale d'étude de la fatigue thermomécanique de l'assemblage du TRIAC.                                                                                                                                                                       | 122 |
| Figure IV.2 : paramètres clés d'un cycle de puissance.                                                                                                                                                                                                                | 123 |
| Figure IV.3 : synoptique et photographie du banc d'essai de cyclage de puissance.                                                                                                                                                                                     | 124 |
| Figure IV.4 : mesures expérimentales de la $Z_{\text{th(j-a)}}(t)$ et de la $Z_{\text{th(j-c)}}(t)$ d'un TRIAC haute température 16 A, 600 V, encapsulé dans un boîtier TO-220 isolé.                                                                                 | 126 |
| Figure IV.5 : validation du principe de contrôle de la durée du palier à la température maximale.                                                                                                                                                                     | 127 |
| Figure IV.6 : répartition de la température dans un mur simple à parois isothermes.                                                                                                                                                                                   | 128 |
| Figure IV.7 : méthodologie générale utilisée pour la modélisation par éléments finis.                                                                                                                                                                                 | 130 |
| Figure IV.9 : base de données expérimentales des propriétés thermomécaniques de l'alliage de brasure $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .                                                                                                               | 133 |
| Figure IV.10 : exemple d'évolution de la $R_{\text{th(j-c)}}$ de 26 TRIAC isolés au cours d'un essai de cyclage de puissance ( $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $t_r = 10\text{ s}$ , $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ).                                     | 133 |
| Figure IV.11 : exemple d'évolution de la délamination du joint de brasure « Radiateur / Céramique » d'un TRIAC isolé au cours d'un essai de cyclage de puissance ( $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $t_r = 10\text{ s}$ , $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ). | 135 |
| Figure IV.12 : impact de la délamination sur le profil de la température du boîtier d'un TRIAC isolé (conditions de test à $t = 0$ : $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $T_{\text{ON}} = 60\text{ s}$ , $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ).                     | 136 |
| Figure IV.13 : méthodologie d'extrapolation des durées de vie des TRIAC (isolés ou non).                                                                                                                                                                              | 136 |
| Figure IV.14 : validation de la méthodologie d'extrapolation des durées de vie. Essais menés sur des TRIAC isolés (conditions de test : $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $T_{\text{ON}} = T_{\text{OFF}} = 180\text{ s}$ , $I_{\text{DC}} = 2,8\text{ A}$ ). | 137 |
| Figure IV.15 : impact du temps de montée sur la durée de vie des TRIAC ( $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $T_{\text{OFF}} = 210\text{ s}$ ).                                                                                                                 | 138 |

|                                                                                                                                                                                                                                         |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figure IV.16 : explication de l'usure plus rapide du TRIAC isolé par rapport à l'assemblage non-isolé.....                                                                                                                              | 139 |
| Figure IV.17 : « zoom » sur le début de la courbe conventionnelle moyenne de traction obtenue à 60 °C à partir de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ . ....                                                     | 140 |
| Figure IV.18 : comparaison entre la durée de vie des TRIAC isolés et non-isolés. Conditions de test : $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ , $t_r = 10\text{ s}$ , $\text{PW} = 50\text{ s}$ , $T_{\text{OFF}} = 210\text{ s}$ ..... | 141 |
| Figure IV.19 : impact du $\Delta T_{\text{case}}$ sur la durée de vie des TRIAC ( $t_r = 10\text{ s}$ , $T_{\text{OFF}} = 210\text{ s}$ ).....                                                                                          | 144 |
| Figure IV.20 : relation entre la durée de vie expérimentale du TRIAC non-isolé et l'amplitude de la déformation plastique maximale du joint de brasure entre le radiateur et la puce. ....                                              | 151 |



## Introduction générale

*« Le secret d'un bon discours, c'est d'avoir une bonne introduction et une bonne conclusion. Ensuite, il faut s'arranger pour que ces deux parties ne soient pas trop éloignées l'une de l'autre. »*

*George BURNS, acteur américain*



De nos jours, le secteur de l'électronique ne cesse de croître et de faire partie intégrante de notre vie quotidienne. Cet engouement entraîne une évolution permanente des technologies. Cela concerne aussi bien le domaine « grand public » (électroménager, télévision, vidéo) que l'automobile, le ferroviaire, l'aéronautique, l'informatique (ordinateurs portables, disques durs ...) ou encore les télécommunications (téléphones portables, GPS, ...).

Dans ce contexte de forte demande, les fabricants de dispositifs à semi-conducteurs se doivent de fournir à leurs utilisateurs des composants concurrentiels et fiables.

L'électronique de puissance ne déroge pas à cette règle. Les choix technologiques pour concevoir des composants robustes sont de plus en plus adaptés aux exigences des différents domaines d'application. La diversité des contraintes de fonctionnement (ou « profils de mission ») conduit à renforcer notamment les études de fiabilité sur l'assemblage de ces composants, pour mieux identifier et comprendre les mécanismes à l'origine de leur vieillissement.

Parmi l'ensemble des contraintes que peuvent subir les composants, la température et les cycles thermiques sont généralement considérés comme des éléments fondamentaux impactant la durée de vie des assemblages de puissance, jusqu'à parfois être synonyme d'une limitation fonctionnelle.

Dans le cas des composants de puissance discrets, tels que les TRIAC, développés sur le site STMicroelectronics de Tours, la contrainte thermique est liée à la variation de la température au sein des matériaux constitutifs de l'assemblage des composants. Les contraintes thermiques cycliques peuvent être classées en deux catégories : les « cycles thermiques passifs » et les « cycles de puissance ». Lorsqu'un composant est soumis à des contraintes thermiques liées aux variations de la température de l'environnement dans lequel il fonctionne (e.g. modification de la température ambiante), on parle de « cyclages thermiques passifs ». La contrainte thermique peut aussi être générée lorsque le composant dissipe de la puissance au cours de son fonctionnement. On parle alors de « cyclage thermique actif » ou de « cyclage de puissance ».

Ce mémoire présente une méthode permettant d'évaluer la durée de vie d'une nouvelle famille de TRIAC, qualifiée de « haute température », en fonction du nombre de cycles de fonctionnement, lors de cyclages de puissance. Les originalités de ces travaux de recherche sont multiples. Nous nous sommes tout d'abord fixés un objectif de comprendre les mécanismes à l'origine de la défaillance des composants, lorsque ces derniers sont sollicités en fatigue thermique. Les défaillances sont actuellement bien connues pour les modules de puissance (e.g. modules à IGBT), utilisés dans les applications de transport (automobile, ferroviaire, avionique). L'intérêt est ici d'utiliser ces résultats pour appréhender les dégradations qui peuvent apparaître pour des TRIAC soumis à des cyclages thermiques. De plus, ces travaux doivent nous permettre à plus long terme d'aboutir à la définition d'une gamme de températures maximales et d'associer, à chaque profil de mission usuellement rencontré, une durée de vie moyenne des composants.

Cette étude, menée par l'intermédiaire d'une convention CIFRE (convention industrielle de formation par la recherche), a permis le rapprochement de trois partenaires, respectivement le site STMicroelectronics de Tours et deux laboratoires de l'université François Rabelais de Tours : le Laboratoire de Microélectronique de Puissance (LMP) et le Laboratoire de Mécanique et Rhéologie (LMR).

Nous définirons dans le premier chapitre les problématiques et les enjeux de la fiabilité en électronique de puissance. Nous introduirons le TRIAC, composant au centre de l'étude, aux travers de ses technologies de fabrication, de sa fonction électrique et de ses applications. Ensuite, nous rappellerons brièvement les définitions et les terminologies associées aux principales notions utilisées en fiabilité. Enfin, nous présenterons un état des lieux sur la fiabilité des dispositifs de puissance soumis à des cycles de température. Cet état de l'art s'appuiera en particulier sur les différents travaux menés sur les modules de puissance, pour les besoins dans les transports (automobile, ferroviaire et aéronautique).

Avant d'introduire une nouvelle famille de composants sur le marché, des essais de fatigue thermique doivent être menés pour évaluer la résistance des composants face à des sollicitations d'origine thermique. Dans le deuxième chapitre, nous présenterons l'essai de fatigue thermique et les exigences normatives associées. Ce type de test est réalisé le plus souvent dans des conditions qui sont différentes de celles rencontrées lors du fonctionnement réel des TRIAC. Nous recenserons les cas d'application pour lesquels les composants subissent des contraintes thermiques importantes. Ce travail aboutira à la définition de « profils thermiques applicatifs ». L'intérêt sera alors de reproduire ces contraintes en menant des essais équivalents de fiabilité pour obtenir à terme, des données quantitatives sur le taux de défaillance des composants dans des conditions réelles de fonctionnement. Avant de mettre en place ces essais équivalents de fiabilité, nous allons analyser le comportement des TRIAC vis-à-vis de la température. L'enjeu est notamment d'acquérir une meilleure connaissance sur le composant lui-même. De plus, il sera également possible d'éviter tout phénomène « parasite » (e.g. pour éviter tout amorçage intempestif du TRIAC) perturbant le déroulement d'un essai de cyclage thermique actif.

Les expérimentations sont souvent coûteuses, c'est pourquoi l'utilisation de la simulation numérique permet de comprendre certains phénomènes d'endommagement. Cette étape requiert différentes informations dont entre autres, les propriétés thermo-physiques des matériaux constituant l'assemblage du composant. Les cyclages thermiques fatiguent ses interfaces et en particulier, les joints de brasure utilisés pour accoler les différents matériaux. Le vieillissement des TRIAC est donc lié à la fatigue thermomécanique des brasures.

Le troisième chapitre est quant à lui consacré à la caractérisation expérimentale du comportement thermomécanique de l'alliage de brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , utilisé dans les étapes d'assemblage du TRIAC. Cet alliage majoritaire en plomb est encore autorisé malgré les directives RoHS (Restrictions of Hazardous Substances), qui imposent de réduire voire d'interdire l'usage du plomb à cause de sa toxicité et du danger qu'il constitue sur la santé. Il est important de préciser que tous les matériaux constitutifs de l'assemblage du TRIAC sont

encapsulés dans une résine époxy. L'utilisateur n'a alors pas d'accès direct à l'alliage à base de plomb. Toutefois, afin d'anticiper une extension généralisée des directives RoHS à ce cas de figure, un début d'alternative autour des performances mécaniques des alliages étain – argent – cuivre (SAC), sera proposé.

L'intérêt de ce travail réside dans l'utilisation de cette base de données pour expliquer physiquement et le plus précisément possible, les mécanismes de défaillance des TRIAC, lorsque ces derniers subissent des variations cycliques de température.

L'étude de la fiabilité fonctionnelle des TRIAC, comme nous l'envisageons, passe nécessairement par la réalisation de nombreux essais expérimentaux.

Dans le quatrième et dernier chapitre, le banc de cyclage thermique que nous avons conçu et développé pour mener l'ensemble des essais expérimentaux, sera présenté. L'objectif des tests est d'obtenir des données quantitatives sur la durée de vie des TRIAC soumis à des cyclages de puissance et des informations sur leur mode de défaillance. Nous nous appuierons également sur des simulations thermomécaniques par éléments finis, réalisées à l'aide du progiciel ANSYS®, afin de montrer la capacité d'un tel outil à confirmer le mécanisme de dégradation des TRIAC. Les données nécessaires pour les simulations sont issues des mesures expérimentales.

En corrélant les résultats expérimentaux avec ceux obtenus en simulation, il sera ainsi possible d'extrapoler la durée de vie des TRIAC en fonction du type de profil thermique applicatif. Cette prédiction sera fondée sur la détermination d'une loi de fatigue du joint de brasure.



# Chapitre 1

## Problématiques et enjeux de la fiabilité en électronique de puissance

« L'objectif de l'art n'est pas le déclenchement d'une sécrétion momentanée d'adrénaline, mais la construction, sur la durée de vie, d'un état d'émerveillement et de sérénité. »

Glenn GOULD, pianiste canadien  
Extrait d'À bas les applaudissements

### Sommaire

---

|                                                                                                                     |           |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| <b>I.1. INTRODUCTION.....</b>                                                                                       | <b>29</b> |
| <b>I.2. CONTEXTE DE L'ETUDE.....</b>                                                                                | <b>29</b> |
| I.2.1. Objectifs des travaux de recherche .....                                                                     | 29        |
| I.2.2. Présentation du TRIAC .....                                                                                  | 31        |
| <b>I.3. RAPPELS SUR LA FIABILITE .....</b>                                                                          | <b>41</b> |
| I.3.1. Introduction à l'étude de la fiabilité .....                                                                 | 41        |
| I.3.2. Analyse de survie .....                                                                                      | 43        |
| <b>I.4. ÉTAT DE L'ART SUR LA FIABILITE DES DISPOSITIFS DE PUISSANCE<br/>SOUmis A DES CYCLES DE TEMPERATURE.....</b> | <b>47</b> |
| I.4.1. Contexte et problématiques .....                                                                             | 47        |
| I.4.2. Modes de défaillance engendrés .....                                                                         | 48        |
| <b>I.5. CONCLUSION .....</b>                                                                                        | <b>56</b> |



## **I.1. Introduction**

À l'heure actuelle, de nouvelles approches sont utilisées pour évaluer la durée de vie des composants de puissance dans leurs applications. Celles-ci sont fondées sur la connaissance des mécanismes de dégradation, des spécifications des dispositifs, des matériaux utilisés et les interactions de ces derniers avec les conditions de chargement (profils de mission). L'objectif visé est d'estimer la fiabilité des composants et de leur procédé de fabrication.

Dans ce chapitre, nous allons proposer un état des lieux en termes de problématiques et d'enjeux de la fiabilité fonctionnelle des dispositifs de puissance soumis à des cycles de température (ou cyclages thermiques). Les travaux présentés dans le présent mémoire concernent plus particulièrement les composants de puissance de type TRIAC pour les applications du réseau alternatif de distribution (e.g. 230 V – 50 Hz). Une première partie consistera à présenter la structure, les technologies d'assemblage du TRIAC et les défaillances liées aux cyclages thermiques. Ensuite, nous rappellerons les principales définitions utilisées en fiabilité, ainsi que les outils statistiques d'analyse et d'estimation de la durée de vie des dispositifs en fonction des contraintes. Enfin, nous présenterons un état de l'art sur la fiabilité des composants de puissance soumis à des cyclages thermiques. L'intérêt de cette partie est d'obtenir une vision sur les types et les sources de défaillance, ainsi que les moyens expérimentaux permettant de les caractériser.

## **I.2. Contexte de l'étude**

### **I.2.1. Objectifs des travaux de recherche**

L'utilisation de composants alternatifs de puissance, tels que les TRIAC, nécessite d'adapter les choix technologiques aux exigences de leurs différents domaines d'application (e.g. applications électrodomestiques). Ces dispositifs sont souvent utilisés dans des environnements confinés et relativement chauds. C'est le cas par exemple lors du pilotage du compresseur d'un réfrigérateur où la température ambiante peut atteindre plus de 60 °C. Les niveaux de température, s'ils sont importants et répétés, peuvent réduire la fiabilité des TRIAC. Quant aux variations cycliques de la température, elles représentent le plus souvent des facteurs aggravants de dégradation. Dans ces conditions, l'estimation de la fiabilité est une problématique à traiter avant de pouvoir introduire les composants de puissance dans des applications courantes à des coûts raisonnables.

Dans ce contexte, les travaux présentés dans ce mémoire consistent à étudier le vieillissement des TRIAC suite à des cycles de température représentatifs de leur fonctionnement réel (cyclages de puissance ou cyclages thermiques actifs), c'est-à-dire dans leur application courante.

Ce sujet de recherche fait suite à la thèse de *Stéphane Forster* dont l'étude a porté sur l'analyse de la fiabilité fonctionnelle et des mécanismes de dégradation des TRIAC soumis à des chocs thermiques par  $di/dt$  à la fermeture [1]. En revanche, les contraintes électriques étudiées ici présentent des grandeurs temporelles comprises entre quelques secondes et quelques centaines de secondes, contrairement aux durées de l'ordre de la microseconde

dans le cadre des travaux de *Stéphane Forster*. Les essais fonctionnels, contrairement aux tests normalisés, n'ont pas pour objectif de solliciter les maillons les plus fragiles de la structure des composants. Il faut alors s'attendre à une résistance élevée de l'échantillon sous test (durée de vie supérieure à  $10^{10}$  cycles) dans des conditions nominales de fonctionnement. D'où l'intérêt d'augmenter l'intensité de la contrainte appliquée afin de créer une accélération du phénomène de dégradation. Néanmoins, il faut que le mécanisme à l'origine de la formation des défauts ne change pas avec le facteur d'accélération et que la loi d'accélération soit correctement déterminée. Cette loi doit permettre d'obtenir, par extrapolation, la durée de vie des composants sous des conditions nominales, à partir des résultats des tests accélérés.

Cette thèse s'inscrit également dans le prolongement des travaux de recherche de *Stéphane Moreau* [2], dont l'étude a porté sur l'estimation de la fiabilité des TRIAC soumis à des cyclages thermiques environnementaux (cyclages thermiques passifs). Bien entendu, dans ce mémoire, les cycles de température ne sont pas imposés par l'environnement extérieur, mais par l'échauffement même du composant dans son application en réponse au passage d'un courant important. Toutefois, les résultats obtenus sur la compréhension des défaillances dues à la fatigue cyclique des interfaces d'assemblage, en particulier des joints de brasure (cf. **Figure I.1 (a)**), pourront nous aider dans ce nouvel axe de recherche. De nouveaux types de défaut pourront certainement être décelés, à cause des contraintes thermomécaniques aux interfaces de soudure entre fils ou clips et la puce [3], suite au passage d'un courant important (cf. **Figure I.1 (b)**).

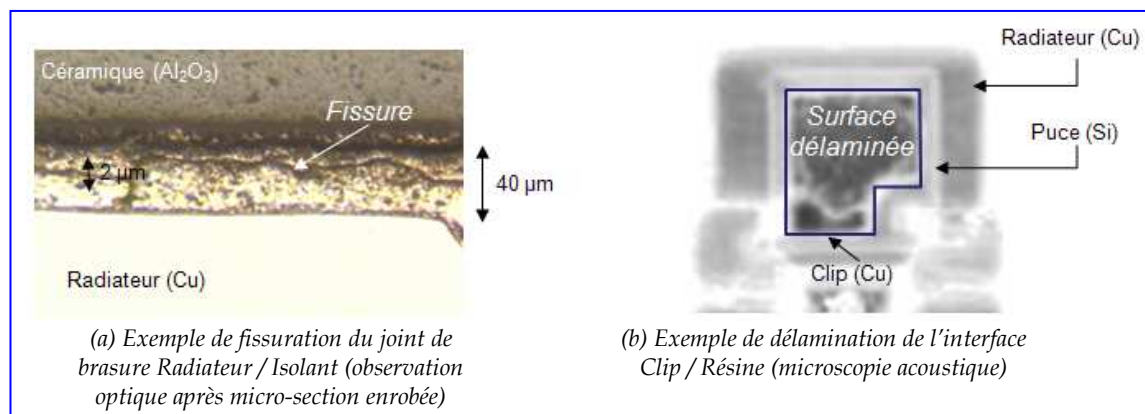


Figure I.1 : exemple de dégradation des TRIAC soumis à des cyclages thermiques [2].

Les travaux présentés dans ce mémoire sont menés sur des TRIAC 16 A – 600 V. Ces derniers sont destinés à des applications électrodomestiques et industrielles. Les objectifs sont en premier lieu d'analyser et de comprendre les mécanismes de dégradation engendrés lors des essais de cyclages de puissance. Le deuxième axe de travail va consister à rechercher les différents facteurs d'accélération de défaillance des TRIAC et à analyser leur impact sur la fiabilité. À terme, l'enjeu est de développer des modèles de prédiction de la durée de vie de ces composants à l'aide de simulateurs numériques par éléments finis (ANSYS®).

## I.2.2. Présentation du TRIAC

### I.2.2.1. Commande d'une charge raccordée au réseau alternatif

Lorsqu'on doit faire fonctionner une charge raccordée au réseau alternatif de distribution (e.g. 230 V – 50 Hz), plusieurs solutions sont possibles [4], [5]. Ces dernières peuvent utiliser :

- un relais électromécanique (cf. **Figure I.2 (a)**),
- un pont de diodes et un transistor (cf. **Figure I.2 (b)**),
- deux transistors et deux diodes (cf. **Figure I.2 (c)**),
- un TRIAC (cf. **Figure I.2 (d)**).

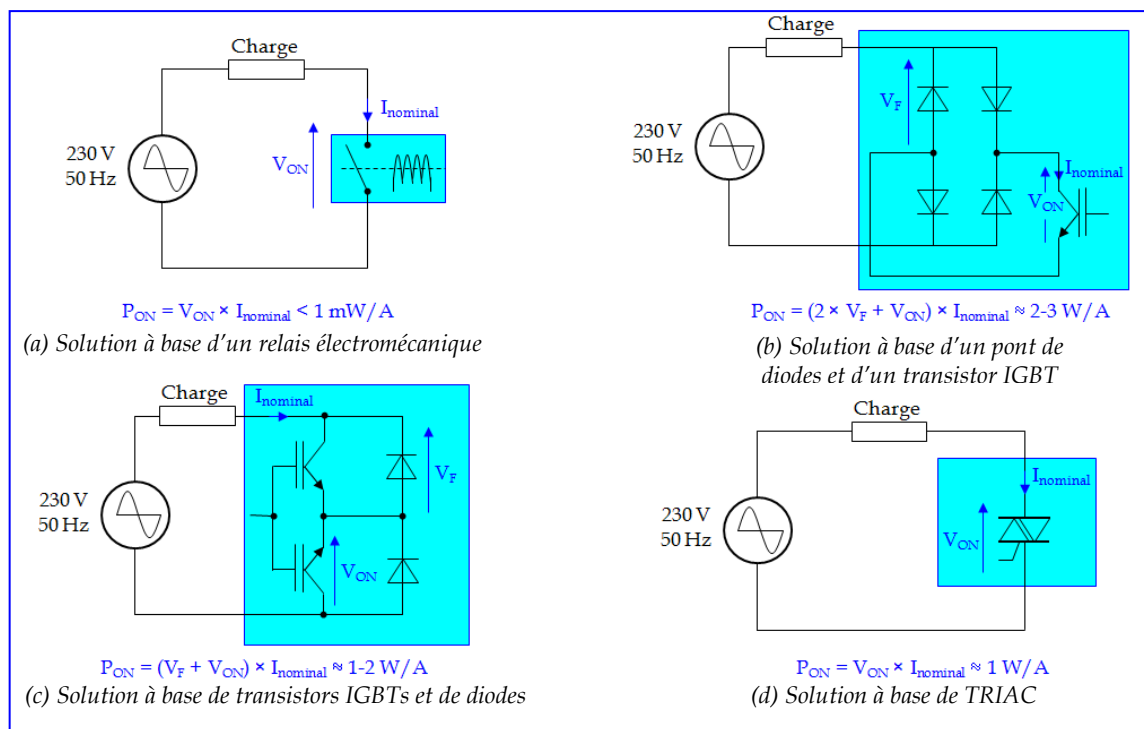


Figure I.2 : exemples de solutions pour commander une charge raccordée à un réseau alternatif.

Le relais électromécanique est un commutateur mécanique constitué de plusieurs contacts métalliques et de pôles. L'ensemble est mû par un actionneur électrique, généralement un électroaimant avec un rappel par ressort. À première vue, le relais semble être un composant attrayant car il permet de réaliser simplement la fonction d'interrupteur alternatif (cf. **Figure I.2 (a)**). Sa résistance de contact peut être extrêmement faible et l'isolation à l'état ouvert est très importante. Toutefois, le relais électromécanique présente certains inconvénients. Un des soucis majeurs de ce dispositif est la génération de bruit électromagnétique et acoustique lors de son ouverture ou de sa fermeture. Un autre inconvénient est la présence de rebonds lors des commutations. Ces commutations, si elles sont répétées de façon importante, conduisent le plus souvent à la fatigue des contacts et du ressort de rappel. Dans ce cas, la durée de vie du relais est fortement réduite. Le relais est aussi plus encombrant qu'un interrupteur électronique. De plus, la nécessité d'une commande en continu de son enroulement, pour maintenir le dispositif à l'état passant, et l'augmentation du prix des matériaux plastiques et des métaux font que les utilisateurs passent de plus en plus à des solutions électroniques.

La fonction d'interrupteur alternatif peut aussi être réalisée avec un pont de diodes et un transistor (e.g. IGBT), comme l'illustre la **figure I.2 (b)**. Cependant, cette solution est fortement énergivore (entre 2 et 3 W/A). En effet, la puissance dissipée par le système est non seulement due à la chute de tension à l'état passant du transistor, mais également à celle de deux diodes. Sur cet aspect, l'association de deux transistors, par exemple de type IGBT, et de deux diodes en anti-série (cf. **Figure I.2 (c)**) est légèrement plus performante (pertes entre 1 et 2 W/A). Malgré les bonnes performances dynamiques et la faible énergie de commande, ces deux solutions ne sont plus utilisées en raison de leur coût élevé (notamment à cause du nombre important de composants nécessaires pour réaliser la fonction) et de leur puissance dissipée à l'état passant trop importante.

Pour pallier les différents problèmes évoqués précédemment, un composant équivalent à deux thyristors montés en « tête-bêche », dont la mise en conduction est assurée par une gâchette unique, a été développé dans les années 1950 [6]. Ce composant, appelé TRIAC (de l'acronyme anglophone « TRIode for Alternating Current »), constitue une solution technologique incontournable. Il est utilisé dans de nombreux domaines, notamment dans les applications électrodomestiques (lave-linge, réfrigérateurs, aspirateurs etc.), dans le milieu industriel (e.g. postes à souder, relais statiques) ou encore dans l'éclairage. Le TRIAC peut en effet contrôler de fortes densités de courant (jusqu'à 200 A/cm<sup>2</sup>), bloquer des tensions élevées (de 400 V à 1200 V) et est peu coûteux.

#### I.2.2.2. Fonctionnement électrique

Le TRIAC est un commutateur à amorçage commandé et à blocage naturel au « zéro » de courant. Il est constitué de deux thyristors associés en antiparallèle. Cette association est réalisée physiquement grâce à un empilement vertical de quatre couches semi-conductrices, dopées alternativement N et P [7] (cf. **Figure I.3**). Des zones N1 sont diffusées dans la couche P1 pour former le thyristor de puissance Th2 (P2-N2-P1-N1), d'anode P2 et de cathode N1. De même, des zones N3 sont diffusées dans la couche P2 pour former le thyristor de puissance Th1 (P1-N2-P2-N3), d'anode P1 et de cathode N3. La zone centrale de la structure est la gâchette commune à ces deux thyristors. Elle est équivalente à un thyristor auxiliaire (P2-N2-P1-N4). Ce dernier est appelé communément thyristor pilote.

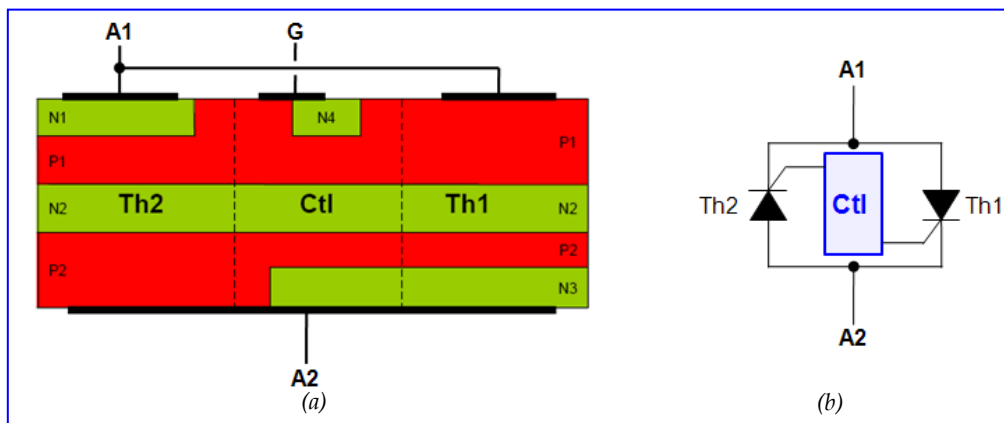


Figure I.3 : structure semi-conductrice (a) et schéma équivalent (b) du TRIAC.

Cette association de deux thyristors donne au TRIAC la faculté de laisser circuler le courant, mais aussi de bloquer la tension, dans les deux sens de polarité de la tension issue du réseau alternatif.

Comme pour un thyristor, un TRIAC est maintenu passant en injectant sur son électrode de gâchette, soit un courant continu (DC) (cf. **Figure I.4 (a)**), soit une impulsion de courant avant chaque annulation du courant de puissance (cf. **Figure I.4 (b)**). Notons que le courant minimal à fournir sur la gâchette pour amorcer le TRIAC est appelé  $I_{GT}$ . Le pilotage de ce composant par des impulsions de courant a l'avantage majeur de réduire son énergie de commande.

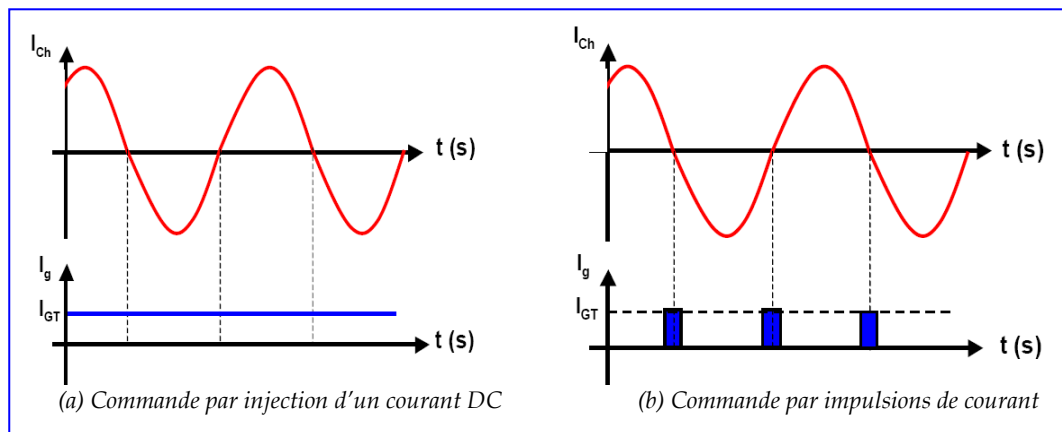


Figure I.4 : stratégies de commande du TRIAC.

Il existe quatre combinaisons possibles pour amorcer un TRIAC (cf. **Figure I.5**). Il peut être déclenché par une impulsion de courant sur l'électrode de gâchette (notée G sur le schéma de la **figure I.5**), soit positive (le courant est injecté dans la gâchette), soit « négative » (le courant est extrait de la gâchette), quelle que soit la différence de potentiels ( $V_{A2A1}$ ) entre l'anode (ou électrode A2) et la cathode (ou électrode A1).

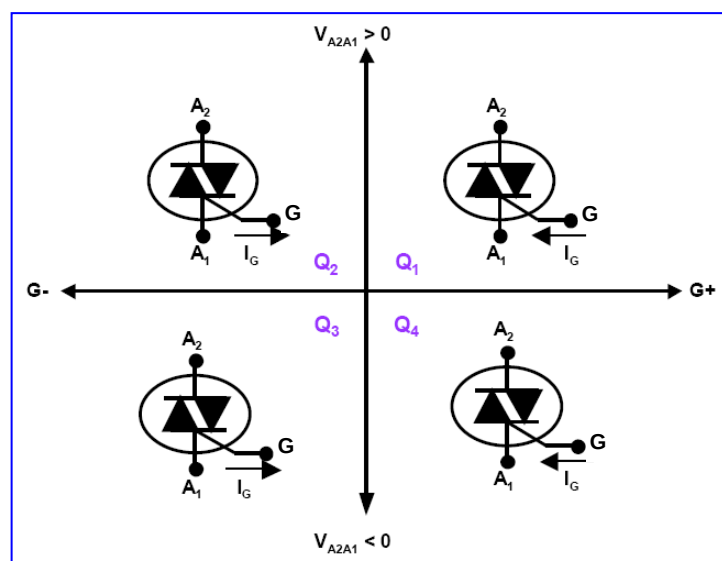


Figure I.5 : quatre quadrants d'amorçage du TRIAC.

La **Figure I.6** présente un exemple de circuit de commande de TRIAC utilisé dans les applications électrodomestiques telles que les variateurs de lumière. Ce schéma est aussi utilisé pour des applications de variation de vitesse (dans ce cas, le filtre  $L_F$ ,  $C_F$  n'est pas nécessaire).

Dans le montage de la **figure I.6**, le TRIAC est piloté en variation de phase. Une résistance ajustable  $R$  et un condensateur de capacité  $C$  permettent de régler l'angle de phase ( $\psi$ ). Quand la tension aux bornes du condensateur atteint la tension de seuil du DIAC (DIode for Alternating Current), le condensateur se décharge partiellement dans la gâchette du TRIAC. Cette impulsion de gâchette amorce le composant qui reste passant jusqu'à ce que le courant de puissance s'annule (cf. **Figure I.7**). Notons que plus la résistance  $R$  du potentiomètre est élevée, plus la tension de seuil du DIAC est atteinte tard (car le condensateur se chargera lentement). Nous rappelons que lorsque le TRIAC commute avec un angle de phase proche de la demi-sinusoïde, un minimum de puissance est transmis à la charge.

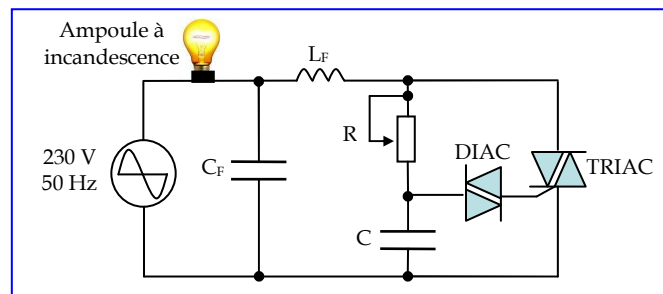


Figure I.6 : exemple de circuit de réglage de phase en utilisant un TRIAC.

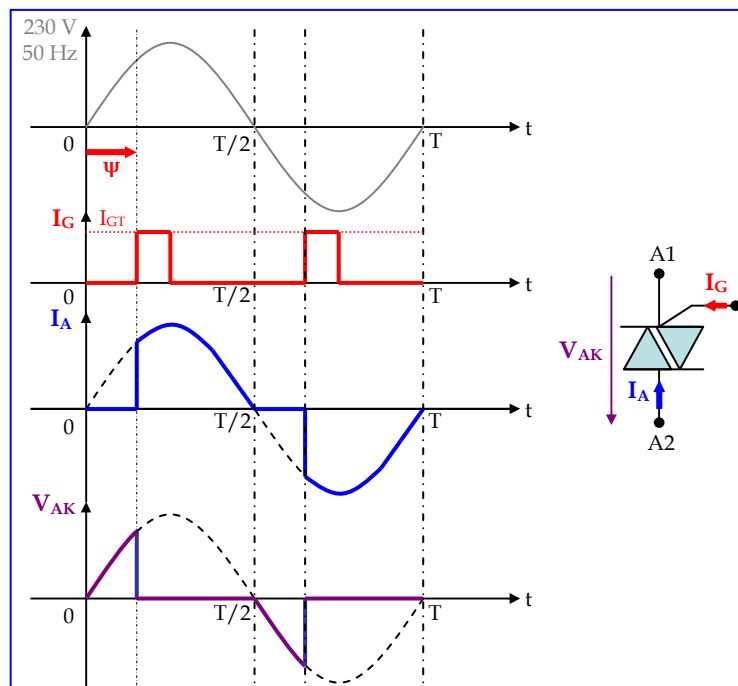


Figure I.7 : oscillogrammes de conduction du TRIAC dans un circuit de réglage de phase.

### I.2.2.3. Technologies de fabrication

Dans l'industrie du semi-conducteur, la fabrication de la puce correspond à la première phase du cycle de production. Actuellement, trois technologies de fabrication existent : MESA-GLASS, TOP-GLASS et PLANAR (cf. **Figure I.8**).

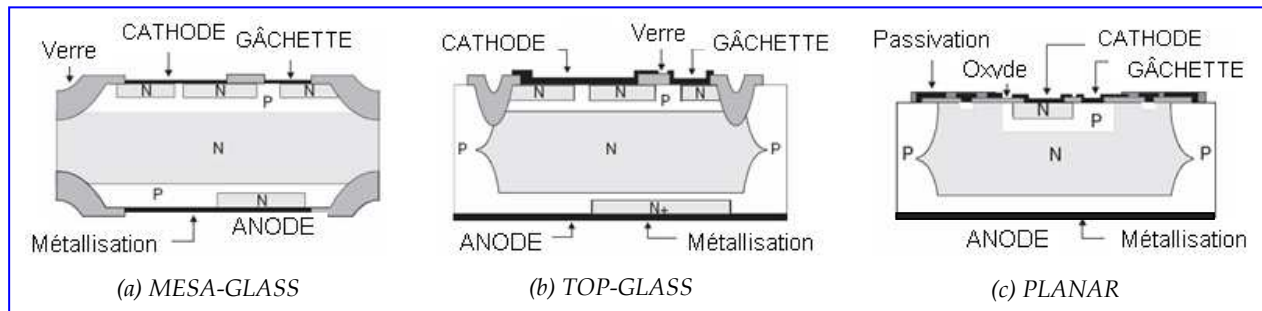


Figure I.8 : technologies de fabrication de la puce du TRIAC [8].

La technologie MESA-GLASS, au cœur de la présente étude, a été la première utilisée pour la fabrication de composants électroniques à base de silicium, que ce soit en électronique de signal ou en électronique de puissance. Cette technologie reste encore bien adaptée pour la fabrication des composants de moyenne puissance (pour des intensités de courant efficace comprises entre 4 A et 50 A). L'architecture MESA-GLASS se caractérise principalement par des diffusions pleine-plaque (diffusion en une seule opération de différentes couches de silicium alternativement dopées N et P) et par une passivation de surface réalisée par des dépôts de verre.

Notons que la topologie TOP-GLASS, appelée aussi MESA caisson, est une variante de la technologie MESA-GLASS. Elle est plutôt adaptée aux composants à faible calibre en courant (pour des intensités de courant efficace inférieures environ à 4 A).

Quant à la technologie PLANAR, elle est plutôt dédiée à l'intégration de fonctions logiques et de puissance (faible courant) sur une même puce de silicium.

### I.2.2.4. Assemblage du TRIAC

L'assemblage correspond à la seconde phase du cycle de production. Cette dernière est souvent appelée « Back-end » dans le jargon de la microélectronique. Au cours de cette étape, la puce de silicium est montée dans un boîtier, non seulement pour la protéger, mais également pour lui fournir des connections externes via des fils ou des contacts préformés.

Comme un bon nombre de composants de puissance, l'assemblage du TRIAC se décline en deux versions : l'une isolée, l'autre non. Cette isolation s'effectue en général par l'intermédiaire d'une céramique (cf. **Figure I.9**), intercalée entre la puce et la face arrière du boîtier (si celui-ci est conducteur). Cela permet d'isoler électriquement les deux éléments, ce qui peut s'avérer nécessaire si le radiateur est accessible par l'utilisateur final (isolation de sécurité) ou si le radiateur est relié à un autre potentiel (isolation fonctionnelle).

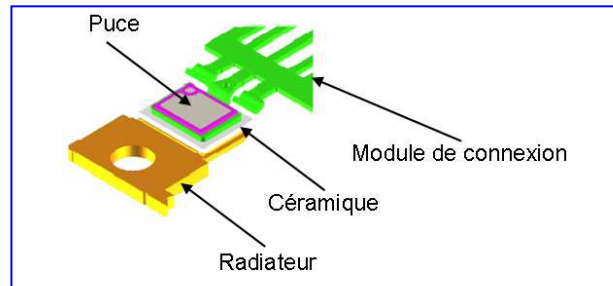


Figure I.9 : assemblage du TRIAC (exemple du boîtier TO-220 isolé).

L'organigramme simplifié de la **figure I.10** permet de décrire les principales étapes d'assemblage d'un TRIAC. Nous choisissons de détailler la version isolée. Pour le boîtier non-isolé, notons que le procédé d'assemblage est le même. Toutefois, les étapes notées « ASS-1 » et « ASS-2 » sur la **figure I.10** ne sont pas nécessaires.

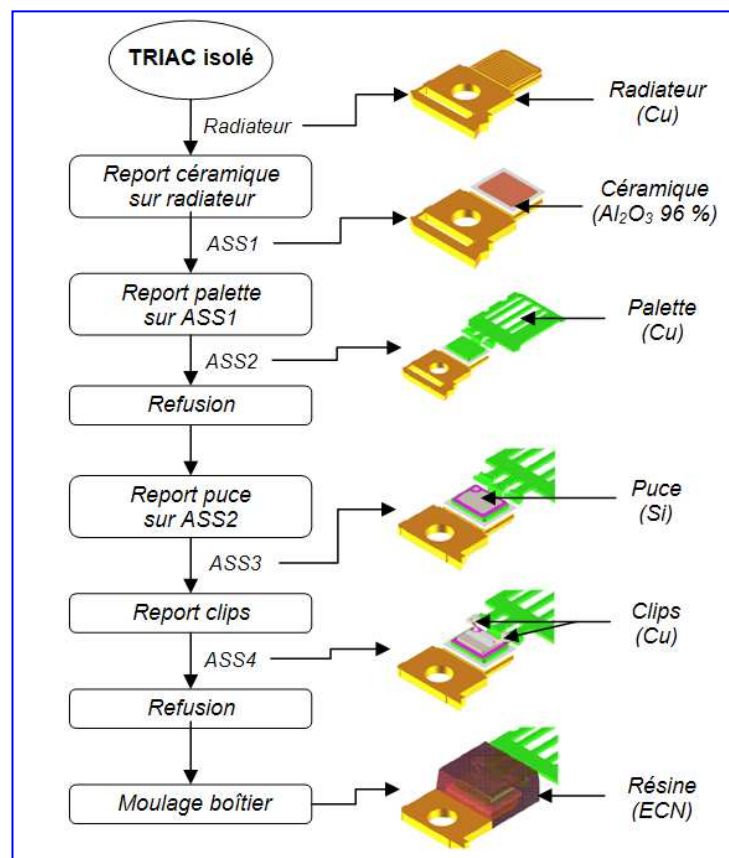


Figure I.10 : principales étapes d'assemblage du TRIAC en version isolée.

Une quantité calibrée de pâte à braser est déposée sur le radiateur en cuivre. Nous rappelons que le choix de l'alliage est particulièrement déterminant puisqu'il supporte les différences de coefficient de dilatation thermique des éléments adjacents. L'alliage métallique utilisé pour la brasure est un alliage ternaire et majoritaire en plomb ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ). Nous rappelons que les directives RoHS (Restriction of Hazardous Substances) imposent de réduire voire d'interdire l'usage du plomb, à cause de sa toxicité et du danger qu'il constitue sur la santé. Toutefois, les annexes 15 et 16 de l'arrêté du 25 novembre 2005 précisent que les soudures à teneur en plomb comprise entre 80 % et 85 % en poids sont autorisées [9]. Il est également important de souligner que l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$

n'intervient pas dans les procédés de soudure des TRIAC sur des cartes électroniques (sources principales de pollution). Il a été essentiellement choisi du fait du bon compromis entre sa température de fusion (296 °C), sa force de mouillage (plus de 90 % de surface mouillée), sa conductivité thermique (44 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>), son coefficient de dilatation thermique (27 ppm.K<sup>-1</sup>) et son coût.

Une céramique, constituée d'alumine à 96 % (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 96 %), est ensuite déposée (cf. **Figure I.10 ASS1**). La composition chimique de ce matériau est choisie afin d'assurer des propriétés mécaniques, thermiques et électriques satisfaisantes. L'alumine est un matériau peu dense (3780 kg.m<sup>-3</sup>), très rigide (module d'Young environ égal à 390 GPa) et doté d'une bonne résistance mécanique, même à des températures élevées. La céramique choisie offre également une bonne résistance aux chocs thermiques. L'une des principales raisons de cette résistance réside dans son faible coefficient de dilatation thermique (6,2 ppm.K<sup>-1</sup>), très inférieur à celui de la plupart des métaux et alliages métalliques. En revanche, la conductivité thermique relativement médiocre de l'alumine (27 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>) impacte directement le transfert de la chaleur de la céramique vers le radiateur du TRIAC. Enfin, la grande résistivité de la céramique en fait un excellent isolant électrique (de l'ordre de 10<sup>19</sup> Ω.cm à 14 °C).

Une nouvelle quantité de crème à braser est ensuite déposée sur le dessus de la céramique afin d'y positionner une palette (cf. **Figure I.10 ASS2**), encore appelée « Leadframe » en anglais. La palette constitue le « squelette » de l'assemblage du TRIAC. Elle doit servir de support à la puce, mais aussi assurer la liaison électrique entre cette dernière et l'extérieur du boîtier. À ce titre, la palette comprend les pattes (gâchette, anode et cathode) du composant final. Le matériau utilisé est du cuivre. Ce dernier a les mêmes propriétés physiques que le radiateur (masse volumique, chaleur spécifique, module d'Young, coefficient de dilatation thermique respectivement de 8900 kg.m<sup>-3</sup>, 385 J.kg<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>, 120 GPa et 16,8 ppm.K<sup>-1</sup>). La seule différence notable se situe au niveau de sa conductivité thermique qui est 32 % plus élevée (436 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> pour la palette par rapport à 330 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> pour le radiateur). L'utilisation d'un module de connexion en cuivre présente un inconvénient majeur relatif au différentiel de dilatation thermique qui existe avec le silicium (2,6 ppm.K<sup>-1</sup>). En effet, le report de la puce sur la palette en cuivre doit tenir compte des contraintes thermomécaniques générées par une différence de dilatation des deux matériaux de l'ordre de 14,2 ppm.K<sup>-1</sup>. Pour palier cet inconvénient, il pourrait être envisagé d'utiliser des modules de connexion en fer – nickel (exemple de « l'alliage 42 » à 42 % de nickel) dont le coefficient de dilatation thermique (4,5 ppm.K<sup>-1</sup>) est proche du silicium. Toutefois, pour ce type d'alliage, la conductivité thermique est environ vingt fois plus faible (16 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> pour une palette en fer avec 42 % de nickel) que celle du cuivre [10].

À ce stade du procédé d'assemblage, les pattes sont encore reliées les unes aux autres. Une étape de « matriçage » permettra de les séparer.

Ces deux reports successifs sont suivis d'une étape de refusion permettant d'assurer le lien mécanique entre tous les éléments.

Une nouvelle quantité de crème à braser est ensuite déposée sur la palette afin d'y

positionner la puce de silicium en technologie double MESA-GLASS (cf. **Figure I.10 ASS3**). L'alliage métallique de brasage est différent de celui utilisé jusqu'à présent. Il est en effet composé de plomb, d'antimoine et d'étain ( $\text{Pb}_{85}\text{Sb}_{10}\text{Sn}_{5,0}$ ). Sa température de fusion plus basse ( $255\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) permet d'éviter une refusion de l'alliage de la céramique et donc de désagréger l'assemblage. Il est important de noter qu'à cette étape, un boîtier non-isolé ne comporte ni la céramique ni la palette. La puce est alors directement brasée sur son radiateur (le radiateur et les pattes forment un seul ensemble). Dans ce cas, l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$  est utilisé pour le brasage.

Avant d'effectuer la liaison entre la puce et les pattes, une quantité de pâte à braser ( $\text{Pb}_{85}\text{Sb}_{10}\text{Sn}_{5,0}$  pour l'assemblage isolé et  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$  pour le boîtier non-isolé) est à nouveau déposée. Le report de clips (pour la gâchette et la cathode) a lieu (cf. **Figure I.10 ASS4**). Ces clips en cuivre sont particulièrement bien adaptés pour les TRIAC de calibres en courant efficace supérieurs à 4 A. Les petits calibres emploient la technologie appelée « ball bonding ». L'emploi de clips, à défaut des fils, permet de répartir le courant uniformément sur la puce, de supporter des surcharges en courant plus importantes et d'autoriser une meilleure dissipation de la chaleur.

Ces deux derniers reports réalisés, l'assemblage subit une nouvelle refusion. Après un nettoyage des flux encore présents au moyen d'un solvant, un boîtier moulé est utilisé pour encapsuler l'ensemble des matériaux constitutifs du TRIAC. Ce boîtier, réalisé en résine époxyde (Epoxy Crésol Novolac ou ECN), permet de protéger tout l'assemblage des conditions environnementales, de diverses contaminations ou encore de la moisissure. Le choix de ce matériau permet de garantir des tenues mécanique, chimique et thermique suffisantes pour résister aux cycles de refusion et aux profils de mission du TRIAC. Ce type de résine permet de donner au boîtier une isolation électrique et thermique (conductivité thermique environ égale à  $0,75\text{ W.m}^{-1}\text{.K}^{-1}$ ). De plus, l'adhésion au « Leadframe », à la passivation de la puce et aux clips a également été un critère de choix pour assurer une intégrité suffisante du boîtier moulé et une bonne étanchéité. Enfin, son coût de fabrication est tout à fait raisonnable. En effet, la résine époxyde est compatible avec la plupart des procédés de moulage et d'enrobage en grande série.

#### I.2.2.5. Résistance thermique

La résistance thermique d'un dispositif (en  $^{\circ}\text{C}/\text{W}$  ou en  $\text{K}/\text{W}$ ) est la résistance qu'il offre à l'évacuation des calories qui lui sont apportées, ou qu'il génère. Elle est définie entre deux points qui servent de référence de température. Dans le cas d'un composant semi-conducteur assemblé dans un boîtier, plusieurs résistances thermiques sont quantifiables en fonction des couches que le flux de chaleur traverse. La **Figure I.11** illustre ces différentes résistances pour un TRIAC, monté sur un radiateur, qui dissipe à l'état passant une puissance ( $P_{\text{dis}}$ ).

On distingue alors :

- La résistance thermique entre la jonction et le boîtier (en anglais, « junction-to-case thermal resistance »), notée  $R_{\text{th(j-c)}}$ . Elle est définie entre deux points ; la jonction, dont la température ( $T_j$ ) doit être maîtrisée lors du fonctionnement du TRIAC et

un point extérieur au boîtier ( $T_c$  ou  $T_{case}$ ). Dans notre cas, ce dernier correspond à la face arrière du boîtier, à l'aplomb de la puce.

- La résistance thermique entre la face arrière du boîtier et le dissipateur thermique (en anglais, « case-to-heatsink thermal resistance »), notée  $R_{th(c-h)}$ . Le plus souvent, il s'agit de la résistance de l'interface d'adhésion du boîtier du TRIAC sur le dissipateur (e.g. graisse thermique).
- La résistance entre le dissipateur thermique et l'air ambiant (en anglais, « heatsink-to-ambient thermal resistance »), notée  $R_{th(h-a)}$ .

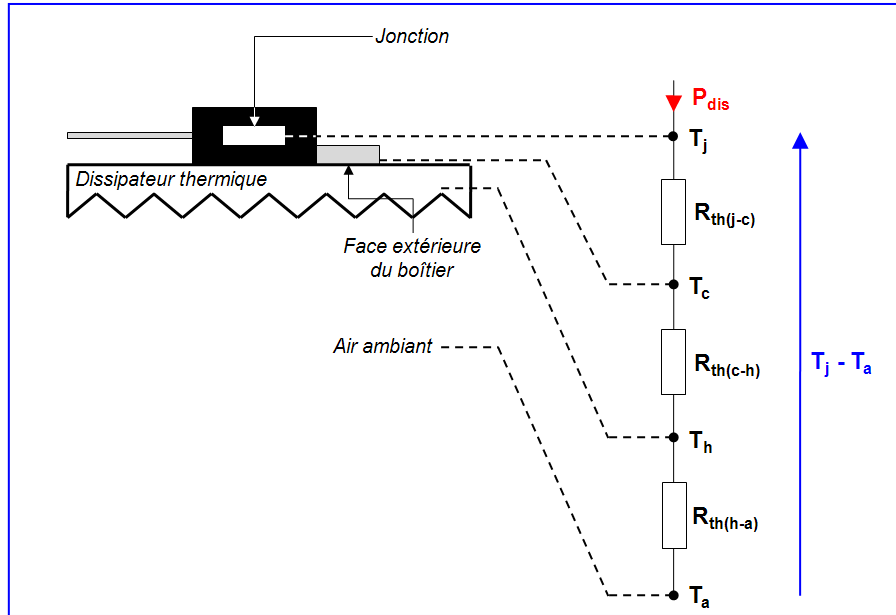


Figure I.11 : notion de résistance thermique.

Le flux de chaleur, traversant ces trois milieux, voit alors toutes les résistances citées précédemment associées en série. La somme de ces trois résistances thermiques permet de définir la résistance thermique entre la jonction et l'air ambiant (en anglais, « junction-to-ambient thermal resistance »), notée  $R_{th(j-a)}$ .

L'équation (I.1) donne la relation entre la différence de température ( $\Delta T_j = T_j - T_a$ ) observée entre la jonction et l'air ambiant et la puissance électrique ( $P_{dis}$ ) dissipée par la puce de silicium, lorsqu'elle conduit un courant alternatif.

$$R_{th(j-a)} = \frac{T_j - T_a}{P_{dis}}, \text{ avec } P_{dis} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \cdot V_{t0} \cdot I_{RMS} + R_d \cdot I_{RMS}^2 \quad (I.1)$$

- $R_{th(j-a)}$  : résistance thermique ( $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ ) entre la jonction et l'air ambiant.
- $T_j$  : température de jonction ( $^{\circ}\text{C}$ ).
- $T_a$  : température de l'air ambiant ( $^{\circ}\text{C}$ ).
- $P_{dis}$  : puissance dissipée (W) par le TRIAC à l'état passant.
- $I_{RMS}$  : intensité du courant efficace (A) circulant dans le TRIAC.
- $V_{t0}$  : tension de seuil (V) du TRIAC.
- $R_d$  : résistance dynamique ( $\Omega$ ) du TRIAC.

Connaître la valeur de la résistance thermique entre la jonction et le boîtier ( $R_{th(j-c)}$ ) du TRIAC permet en particulier de mettre en évidence d'éventuels problèmes d'assemblage. Un

manque de brasure, une épaisseur trop importante ou le vieillissement de la brasure peut en effet conduire à une modification de la valeur de la  $R_{th(j-c)}$ . Dans cette étude, les cycles de température, générés par l'auto-échauffement de l'assemblage du TRIAC, vont sans doute être responsables de la variation de la résistance thermique. Celle-ci servira alors d'indicateur de dégradation des interfaces du composant (joints de brasure).

D'autre part, meilleure sera la résistance thermique de l'assemblage (bonne conductivité thermique des matériaux, bon procédé d'assemblage), meilleure sera l'évacuation de l'énergie et plus élevée sera la puissance que le composant pourra accepter pour une température de jonction identique. Notons que la température maximale de jonction des TRIAC est en général spécifiée à 125 °C ou à 150 °C.

#### I.2.2.6. Choix du véhicule test

Ce paragraphe a été l'occasion de rappeler succinctement le fonctionnement électrique et les principales étapes de fabrication du TRIAC, notamment au niveau de son assemblage. Comme nous le verrons à la fin de ce chapitre, les cyclages de puissance vont entraîner la fatigue de l'assemblage. La résistance thermique du TRIAC nous servira d'indicateur de dégradation.

L'étude de fiabilité présentée dans ce mémoire est menée sur une nouvelle génération de TRIAC, récemment apparue et qualifiée de « haute température ». Ces composants sont capables de fonctionner jusqu'à une température de jonction de 150 °C (au lieu de 125 °C pour les TRIAC standards). Ils permettent ainsi de réduire la taille des dissipateurs et sont particulièrement intéressants dans des environnements à température ambiante élevée, comme c'est le cas par exemple dans les aspirateurs [11], [12].

Nous allons étudier la tenue des TRIAC « haute température » 16 A – 600 V aux cycles de puissance. Ces composants, réalisés par STMicroelectronics en technologie double MESA-GLASS, sont encapsulés dans un boîtier TO-220. Nous comparerons les performances d'un assemblage isolé (référence du composant : T1635H-6I) avec celles d'un non-isolé (référence du composant : T1635H-6T).

Avant de rentrer dans le cœur des présents travaux, nous allons rappeler les concepts fondamentaux (statistiques et mathématiques) qui peuvent être utilisés dans les activités de modélisation de la fiabilité des composants. Cette présentation va s'appuyer sur l'ouvrage référence de *Băjenescu* [13], ainsi que sur de nombreuses thèses parmi lesquelles nous pouvons citer celle de *Jérôme Vallon* [14]. Ses travaux ont été menés au sein du laboratoire appelé aujourd'hui Laplace de l'École Nationale Supérieure d'Électrotechnique, d'Électronique, d'Informatique, d'Hydraulique et des Télécommunications (ENSEEIH) de Toulouse. Ils ont porté sur l'étude de la fiabilité des cellules de commutation à IGBTs et diodes (600 V, 50 A, 20 kHz) soumis à de fortes contraintes maîtrisées (types d'application : onduleurs « PWM », de l'anglais « Pulse Width Modulation »).

## I.3. Rappels sur la fiabilité

### I.3.1. Introduction à l'étude de la fiabilité

L'ingénieur définit le plus souvent la fiabilité comme « l'aptitude d'une entité ou d'un système à accomplir une fonction requise dans des conditions données et pour une période de temps donnée ». Le mathématicien, quant à lui, transforme cette définition en parlant de « probabilité d'accomplir une fonction requise ».

Avant de présenter en détails les paramètres clés d'une analyse de fiabilité, il est important de définir ce qu'est une défaillance. La défaillance est la cessation d'une aptitude à accomplir une fonction requise ; c'est le passage de l'état de fonctionnement à l'état de dysfonctionnement. On distingue sa cause (circonstance ayant entraînée la défaillance), de son mécanisme (processus ayant entraîné la défaillance) et du mode de panne associé (un des états possibles d'une entité en panne pour une fonction requise). Ainsi, la défaillance est la conséquence d'un mécanisme de dégradation, activé à partir d'un seuil critique et d'origine électrique, mécanique ou encore chimique.

L'expression de la fonction de fiabilité ou fonction de survie, notée  $R(t)$ , est définie, soit par un modèle mathématique, soit par un modèle statistique.

Le modèle mathématique utilise le vocabulaire probabiliste. La variable aléatoire «  $T$  » a une densité de probabilité définie sur  $[0 ; +\infty[$ . La fonction de répartition, ou fonction de défaillance, notée  $F(t)$ , est définie par l'équation (I.2).

$$F(t) = \text{Probabilité}(T \leq t), \quad \forall t \geq 0 \quad (\text{I.2})$$

La probabilité que «  $T$  » dépasse une valeur «  $t$  » permet de définir la fonction de fiabilité ou fonction de survie, notée  $R(t)$  (cf. Équation (I.3)).

$$R(t) = \text{Probabilité}(T > t), \quad \forall t \geq 0 \quad (\text{I.3})$$

Dans la pratique, on ne connaît pas les valeurs exactes de  $R(t)$  pour une valeur donnée de «  $t$  ». On est alors amené à estimer  $R(t)$  à partir de valeurs observées sur un échantillon, soumis aux mêmes contraintes et formant une population significative (cf. Équation (I.4)).

$$R(t) = \frac{N(t)}{N(0)} \quad (\text{I.4})$$

- $N(0)$  : nombre de composants mis en service à l'instant  $t = 0$ .
- $N(t)$  : nombre de composants en service à l'instant  $t$ .

En fait, si on connaît le nombre de défaillances à un instant «  $t$  », alors on estime d'une part, la fonction cumulative de panne  $F(t)$  et d'autre part, la fonction  $R(t)$ . L'estimation de la fonction de survie est alors obtenue par l'équation (I.5).

$$F(t) = 1 - R(t) \quad (\text{I.5})$$

Le taux de défaillance instantanée  $h(t)$ , ou taux de panne, est une expression probabiliste de l'apparition d'une défaillance à un instant « t » au cours de la vie d'un composant (cf. Équation (I.6)).

$$h(t) = \frac{f(t)}{1 - F(t)} = \frac{f(t)}{R(t)} \quad (\text{I.6})$$

- $h(t)$  : taux de défaillance à un instant t donné.
- $f(t)$  : nombre de composants fonctionnels à un instant t donné.
- $F(t)$  : fonction de distribution cumulée de probabilité de panne.
- $R(t)$  : fiabilité à un instant t donné.

Le taux de panne représente une probabilité par unité de temps, généralement en heure. Il est généralement déduit de campagnes d'essais expérimentaux. Une difficulté majeure de la fiabilité consiste à modéliser le plus finement possible le taux de défaillance d'une entité au sein d'un système donné.

La **figure I.12** donne l'évolution typique du taux de défaillance pour un système, en fonction du temps de fonctionnement sous contraintes. Cette courbe est dite « en baignoire ». Elle fait apparaître trois différents types de défaillance, selon la durée de fonctionnement [15] :

- défaillances précoces,
- défaillances aléatoires,
- défaillances d'usure.

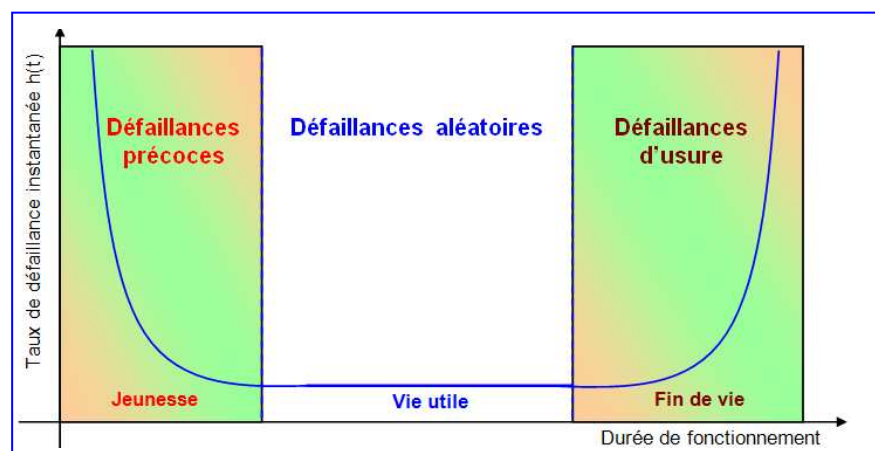


Figure I.12 : évolution du taux de défaillance instantanée au cours de la vie d'un dispositif.

Les défaillances précoces caractérisent la période dite de jeunesse du dispositif. Le taux de défaillance est décroissant avec le temps d'utilisation sous contraintes. C'est le cas le plus souvent des défaillances induites par un défaut de fabrication, un mauvais transport ou une utilisation mal adaptée du dispositif.

Au cours de la vie utile (défaillances aléatoires), le taux de défaillance est constant. Il est donc indépendant de la durée d'utilisation sous contraintes du dispositif.

Les défaillances d'usure caractérisent la fin de vie du composant. Le taux de défaillance augmente alors avec le temps d'utilisation sous contraintes du dispositif. C'est le cas du vieillissement du produit, correspondant à la zone de détermination de sa durée de vie.

### I.3.2. Analyse de survie

#### I.3.2.1. Probabilité de défaillance

La démarche qualité permet d'estimer à partir d'un essai de fiabilité, et pour un ensemble de contraintes (exemple des cyclages de puissance), la durée de vie et le taux de défaillance correspondant [16].

La connaissance du mécanisme de dégradation des composants est extrêmement importante. Ce mécanisme sélectionne le type de distribution statistique que la dégradation va suivre (e.g. Normale, Log-normale, de Weibull).

Une distribution statistique peut être soit symétrique (cf. **Figure I-13 (a)**), soit asymétrique (cf. **Figure I-13 (b)**). Une distribution symétrique a la propriété d'avoir sa moyenne égale à sa médiane. Chacune des valeurs, à gauche de la moyenne, a une valeur qui lui correspond à égale distance à la droite de la moyenne. La distribution normale est l'exemple le plus connu de distribution symétrique. Sa représentation graphique est en forme de « cloche ». Le centre de cette « cloche » correspond à la moyenne. La courbe de probabilité est gonflée autour de la valeur moyenne, mais baisse rapidement pour tendre vers zéro.

Dans le cas d'une distribution asymétrique, deux cas sont possibles. Lorsque les valeurs extrêmes sont élevées, la médiane est inférieure à la moyenne arithmétique. Dans le cas contraire, la médiane est supérieure à la moyenne. Plus l'asymétrie est marquée, plus la différence est grande entre la moyenne et la médiane.

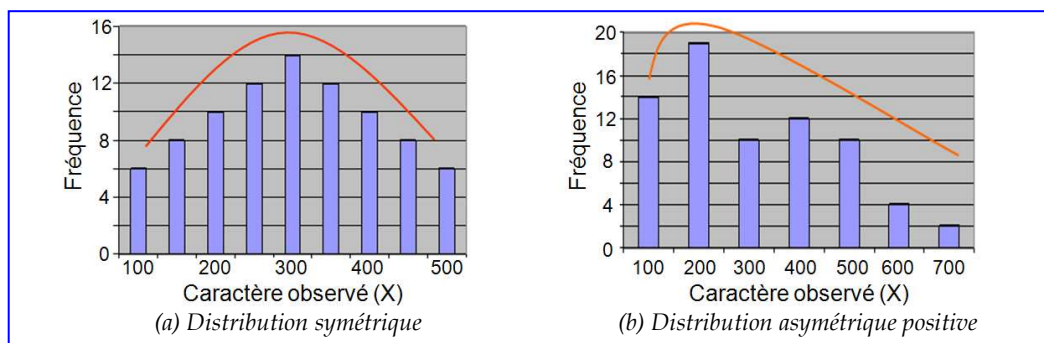


Figure I.13 : évolution du taux de défaillance instantanée au cours de la vie d'un dispositif.

La distribution Log-normale est un bon exemple de distribution asymétrique. Par définition, une distribution Log-normale est une distribution dont le logarithme suit une loi normale. En 1959, *William Bradford Shockley* a mis en évidence ce type de distribution au niveau des publications des chercheurs de son propre laboratoire (cf. **Figure I.14**). Cela lui a permis d'édicter le principe suivant lequel un chercheur ne doit pas être évalué sur la base de sa valeur, mais plutôt sur la base du logarithme de sa valeur [17] !

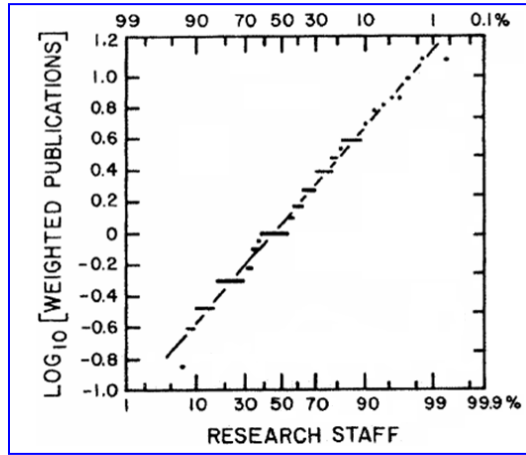


Figure I.14 : fonction de distribution cumulée du logarithme du nombre de publications parmi les 88 chercheurs du « Brookhaven National Laboratory » (*Shockley, 1959*) [17].

Une distribution Log-normale est observée dès qu’il existe une relation multiplicative entre des événements sous-jacents. Dans l’exemple de la **figure I.14**, l’événement « Publication par un chercheur » peut être lié entre autres à :

- la capacité à identifier un problème pertinent,
- la capacité à identifier un résultat intéressant,
- la capacité à écrire de manière convenable,
- la détermination à soumettre dans un journal de bon niveau.

Chacun des quatre facteurs décrits précédemment a une probabilité «  $p_i$  » d’être menée à son terme. La probabilité de faire paraître un article est alors le produit des probabilités des différents facteurs, soit quatre dans l’exemple ci-dessus. La multiplication des probabilités n’est possible qu’à la seule condition que les facteurs soient interdépendants. La réussite de la tâche globale requiert l’accomplissement de l’ensemble des sous-tâches. L’échec d’un seul des facteurs conduit à la faillite de la tâche globale. *West et Shlesinger* [18] résument bien les effets de la distribution Log-normale : « À cause d'un clou, on a perdu le fer à cheval ; à cause d'un fer à cheval, on a perdu un cheval ; à cause d'un cheval, on a perdu un cavalier ; à cause d'un cavalier, on a perdu un escadron ; à cause d'un escadron, on a perdu une bataille ; à cause d'une bataille, on a perdu la guerre. »

Dans le cadre des travaux présentés dans ce mémoire, nous nous focalisons sur les défaillances causées par des effets de vieillissement par cyclages thermiques telles que des microfissures des interfaces d’assemblage, des soudures et des brasures. Nous utilisons alors la distribution Log-normale qui est la mieux adaptée pour interpréter ces modes de défaillance [19]. Sa densité de probabilité est donnée par l’équation (I.7).

$$f(t, \mu, \sigma) = \frac{1}{t \cdot \sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \exp \left( - \left( \frac{\ln(t) - \mu}{\sqrt{2\sigma}} \right)^2 \right) \quad (\text{I.7})$$

- $\mu$  : moyenne des logarithmes népériens des temps de défaillance.
- $\sigma$  : écart-type des logarithmes népériens des temps de défaillance.

Le paramètre  $\mu$  permet d'obtenir la durée de vie à 50 % de dégradation.  $\sigma$  est très important car il nous donne des indications sur la nature des défauts. Les phénomènes d'usure sont mis en évidence lorsque  $\sigma$  est inférieur à 1.  $\sigma > 1$  implique des défaillances de jeunesse responsables de la mortalité infantile.

Pour clore ces rappels sur les notions principales de fiabilité, il est important de préciser que le temps moyen d'apparition d'une première défaillance, appelé MTTF (« Mean Time To Failure »), correspond à l'intégration de la loi  $R(t)$  sur  $[0 ; +\infty[$ . Dans le cas de la distribution Log-normale, le paramètre  $\mu$  correspond à la valeur du MTTF. C'est l'indicateur que nous allons suivre car il est utilisé en particulier pour les systèmes non réparables, où la première défaillance est fatale. Nous allons nous intéresser également à l'apparition de la première défaillance, appelée ici TTFF (« Time To First Failure »). Cet indicateur sera estimé pour 0,01 % de défaillance cumulée, soit 100 ppm (« Parts per million », soit 100 composants pour un million).

### I.3.2.2. Lois d'accélération

Une étude de fiabilité, fondée sur un retour d'expériences, est difficile à mettre en œuvre, du fait de la durée de vie importante des dispositifs de puissance et de l'évolution quasi permanente des technologies. Pour remédier à ce problème, la méthode des essais accélérés (en anglais, « accelerated life testing ») est souvent utilisée. Cette méthode représente une des approches les plus communes pour obtenir une caractéristique comportementale de la fiabilité (taux de défaillance instantanée, temps de défaillance etc.) des composants plus rapidement. En d'autres termes, il est pertinent de mener des campagnes de vieillissement accéléré. Pour cela, les niveaux de contraintes subis par le composant sont augmentés afin d'extraire des durées de vie plus rapidement. Ces dernières sont ensuite utilisées pour extrapoler la fiabilité du dispositif aux conditions nominales de fonctionnement.

Pour réaliser un essai accéléré, il est nécessaire toutefois de vérifier quelques hypothèses. La première d'entre elles présuppose que le fonctionnement du composant dans les conditions accélérées doit faire intervenir scrupuleusement les mêmes mécanismes de dégradation que dans les conditions normales d'utilisation. En aucun cas, de nouveaux modes de défaillance ne doivent apparaître. L'augmentation des niveaux de contrainte doit donc conduire à la même défaillance majeure que celle constatée en fonctionnement réel. Enfin, en conditions accélérées comme en conditions nominales, la distribution des durées de vie doit avoir la même forme, c'est-à-dire la même loi de fiabilité mais avec des paramètres d'échelle différents.

Dans le cas des cyclages thermiques, lors des campagnes d'essais accélérés, les composants de puissance sont soumis à des contraintes thermiques généralement bien supérieures aux contraintes nominales. Pour illustrer ces propos, supposons deux niveaux de sollicitation différents. Notons alors  $TTF_{use}$  le temps de défaillance obtenu lors des essais sous contraintes nominales et  $TTF_{stress}$  le temps de défaillance obtenu durant les tests accélérés. Quelle que soit la valeur de la fiabilité, l'équation **(I.8)** met en exergue la relation de proportionnalité entre  $TTF_{stress}$  et  $TTF_{use}$ . Le coefficient de proportionnalité est appelé facteur

d'accélération, noté AF (de l'anglais, « Acceleration Factor »). Ce dernier est fonction non seulement du mode de défaillance, mais également des sollicitations associées.

$$TTF_{use} = AF \times TTF_{stress} \quad (I.8)$$

- $TTF_{stress}$  : temps de défaillance obtenu durant les tests accélérés.
- $TTF_{use}$  : temps de défaillance obtenu durant les essais sous contraintes nominales.
- AF : facteur d'accélération (en anglais, « Acceleration Factor »).

Pour calculer le facteur d'accélération, il est nécessaire de connaître les relations qui corrélient les durées de vie et les modes de défaillance. La littérature est abondante en ce qui concerne les modèles d'accélération, notamment aux travers des documents normatifs (e.g. MIL-HDBK-217F de 1995). Dans le cadre des travaux de recherche présentés ici, nous nous limiterons uniquement à ceux utilisés dans le cas des cyclages en température.

Le modèle d'Arrhenius est le modèle d'accélération le plus connu. Il est utilisé lorsque le mécanisme d'endommagement est sensible à la température. Cet endommagement est activé par des réactions chimiques. La relation d'Arrhenius (cf. Équation (I.9)) permet de modéliser la durée de vie moyenne d'un composant, notée  $N_f$ , en fonction de la température. Dans l'expression (I.9),  $E_a$  représente l'énergie d'activation du mécanisme de dégradation. En d'autres termes,  $E_a$  est la quantité d'énergie cinétique nécessaire pour initier un processus chimique.

$$N_f = A \times \exp\left(\frac{E_a}{kT}\right) \quad (I.9)$$

- A : constante à déterminer expérimentalement.
- $E_a$  : énergie d'activation du mécanisme de dégradation (en J ou en eV).
- k : constante de Boltzmann ( $k \approx 8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$  ou  $\approx 8,617.10^{-5} \text{ eV.K}^{-1}$ ).
- T : température (K).

Si on applique une transformation logarithmique à la relation (I.9), alors on obtient l'expression (I.10). Cette dernière est importante car la transformation logarithmique des modèles d'accélération se ramène le plus souvent à une forme linéaire.

$$\ln(N_f) = \ln(A) + \frac{E_a}{kT} \Rightarrow \ln[N_f(x)] = a_0 + a_1 \cdot x, \text{ avec } x = \frac{1}{T}, a_0 = \ln(A) \text{ et } a_1 = \frac{E_a}{k} \quad (I.10)$$

Le facteur d'accélération d'Arrhenius, entre la durée de vie  $N_{f1}$  pour une température  $T_1$  et la durée de vie  $N_{f2}$  pour une température  $T_2$ , est défini dans l'équation (I.11).

$$AF_{Arrhenius} = \frac{N_{f1}}{N_{f2}} = \exp\left(\frac{E_a}{k} \times \left(\frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2}\right)\right) \quad (I.11)$$

Il existe d'autres facteurs d'accélération qui traduisent le fait que la fatigue d'un matériau est liée à une excursion de température ( $\Delta T$ ). *Coffin* et *Manson* ont notamment proposé que le nombre de cycles, conduisant à la rupture d'un métal, est défini par la relation (I.12) [20].

$$N_f = \frac{C}{(\Delta T)^n} \quad (\text{I.12})$$

- $N_f$  : nombre de cycles conduisant à la rupture d'un matériau.
- $C, n$  : constantes propres au matériau.

Le couplage des équations (I.8) et (I.12) permet de définir le facteur d'accélération de Coffin-Manson (cf. Équation (I.13)). La littérature précise que, pour les matériaux ductiles (c'est-à-dire pour les métaux et les alliages métalliques), la valeur de la constante «  $n$  » de la relation (I.13) est comprise entre 1 et 3 [21].

$$AF_{\text{Coffin-Manson}} = \frac{N_{f\_use}}{N_{f\_stress}} = \left( \frac{\Delta T_{stress}}{\Delta T_{use}} \right)^n \quad (\text{I.13})$$

- $AF_{\text{Coffin-Manson}}$  : facteur d'accélération défini par *Coffin* et *Manson*.
- $N_{f\_use}$  : nombre de cycles associé à un essai de cyclage thermique réalisé en conditions nominales ( $\Delta T_{use}$ ).
- $N_{f\_stress}$  : nombre de cycles associé à un essai de cyclage thermique réalisé en conditions sévères ( $\Delta T_{stress}$ ).
- $\Delta T_{use}$  : excursion nominale de température (°C ou K).
- $\Delta T_{stress}$  : excursion sévère de température (°C ou K).
- $1 \leq n \leq 3$  pour les matériaux ductiles [21].

En combinant les modèles d'Arrhenius et de Coffin-Manson, il est possible de définir la loi de Norris-Landzberg. Cette loi, qui est très utilisée depuis plus de 40 ans [22], prend en compte la fréquence des cycles de température. L'équation (I.14) donne l'expression générale de ce modèle. Le terme exponentiel décrit l'activation chimique à haute température proposée par *Arrhenius* (cf. Équation (I.9)). Dans la relation (I.14), les trois paramètres, notés  $k_1$ ,  $k_2$  et  $E_a$ , sont généralement déterminés expérimentalement. Ces paramètres peuvent être partiellement définis par la nature même du matériau à l'origine de la défaillance du composant. Dans la littérature, un bon nombre de matériaux ont des valeurs de  $k_1$ ,  $k_2$  et  $E_a$  d'ores et déjà évaluées [23].

$$AF_{\text{Norris-Landzberg}} = \frac{N_{f2}}{N_{f1}} = \left( \frac{\Delta T_2}{\Delta T_1} \right)^{k_1} \times \left( \frac{f_2}{f_1} \right)^{-k_2} \times \exp \left( \frac{E_a}{k} \times \left( \frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right) \right) \quad (\text{I.14})$$

- $AF_{\text{Norris-Landzberg}}$  : facteur d'accélération de Norris-Landzberg.
- $f_1, f_2$  : fréquence des cycles de températures respectivement aux excursions  $\Delta T_1$  et  $\Delta T_2$ .
- $\Delta T_1, \Delta T_2$  : excursions de température (°C ou K).
- $T_1, T_2$  : températures maximales (°C ou K).
- $k_1, k_2$  : constantes déterminées par l'expérience.

## I.4. État de l'art sur la fiabilité des dispositifs de puissance soumis à des cycles de température

### I.4.1. Contexte et problématiques

Actuellement, la fiabilité des composants, soumis à des cyclages thermiques, concerne surtout les domaines liés au transport et notamment, les systèmes électriques développés pour les besoins en traction. Il y a quelques décennies, les applications visaient majoritairement le ferroviaire (train, métro, tramway). Dans ces applications, les modules à IGBT étaient utilisés dans des onduleurs de moyenne puissance (de quelques kW à quelques

centaines de kW) et de forte puissance ( $> 100$  kW) [24]. Ensuite, le domaine de l'automobile a rapidement été concerné. Plus récemment, d'autres secteurs ont été touchés dont l'avionique avec l'objectif de l'avion « tout électrique » en remplaçant notamment les actionneurs hydrauliques et pneumatiques par des actionneurs électriques [25].

La problématique, commune aux domaines d'applications cités précédemment, est que le développement des dispositifs de puissance se fait non seulement avec une réduction d'encombrement, de poids et de coût, mais également en répondant à des exigences majeures de fiabilité et de sécurité liées à d'importantes contraintes environnementales. Ces dispositifs sont en effet soumis à de fortes températures ambiantes pouvant atteindre jusqu'à  $150$  °C pour l'automobile, voire  $250$  °C pour le domaine avionique [26]. Ils doivent également supporter des contraintes multiples combinées (variations cycliques de température, dépressions, humidité, vibrations) de forte amplitude (e.g.  $-55$  °C/ $+125$  °C,  $+90\%$  d'humidité relative, ...) [27]. De plus, le développement de systèmes « tout intégré » de forte densité de puissance (pouvant aller jusqu'à plusieurs centaines de W/cm<sup>2</sup>), entraîne une utilisation des composants et des modules dans des environnements très confinés et chauds. Les niveaux de la température ambiante réduisent considérablement la fiabilité des assemblages de puissance et les cyclages thermiques représentent des facteurs aggravants de dégradation.

Dans ce contexte, il est nécessaire d'analyser les mécanismes physiques à l'origine de la dégradation des dispositifs de puissance. Il s'agit d'évaluer les contraintes électriques, thermiques et mécaniques subies par ces derniers lorsqu'ils sont en fonctionnement.

Des contraintes électriques sévères peuvent être directement la cause de la destruction des composants. Nous pouvons citer à titre d'exemple les régimes électriques extrêmes (surcharges en courant, courts-circuits, avalanche, ...). Dans un bon nombre de cas, les puissances électriques mises en jeu engendrent des contraintes thermiques pouvant être à l'origine des défaillances. Ces variations de température peuvent induire des contraintes thermomécaniques dues à la différence importante des coefficients de dilatation thermique des matériaux constitutifs de l'assemblage de puissance. Ces contraintes se traduisent par des effets de fatigue qui conduisent à la dégradation des composants ou des modules.

## **I.4.2. Modes de défaillance engendrés**

La littérature est particulièrement abondante en ce qui concerne les modes de défaillance des modules à MOSFET et à IGBT de moyenne puissance (de quelques kW à quelques centaines de kW) soumis à des cyclages thermiques actifs et passifs. Avant de détailler ces modes de dégradation, nous allons rappeler l'architecture d'un module de puissance.

### **I.4.2.1. Architecture d'un module de puissance**

Les modules permettent la mise en parallèle de nombreuses puces (cf. **Figure I.15**). Ces possibilités d'association sont permises par la constitution interne du boîtier. Sur la face supérieure, les puces sont reliées électriquement par des fils de bonding. La face inférieure des puces est brasée à la métallisation cuivre supérieure du DCB (Direct Copper Bonding). Le DCB permet une bonne adhésion des plaques de cuivre de faible épaisseur ( $200 - 300$  µm)

sur des surfaces céramiques planes. Parmi les matériaux utilisés pour la céramique, on trouve couramment l'alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) ou encore le nitrure d'aluminium ( $\text{AlN}$ ). Par rapport à l'alumine, le nitrure d'aluminium présente deux atouts fondamentaux. Sa conductivité thermique est environ sept fois plus élevée ( $180 \text{ W.m}^{-1}\text{.K}^{-1}$  pour l' $\text{AlN}$  par rapport à  $27 \text{ W.m}^{-1}\text{.K}^{-1}$  pour l' $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Le second avantage est son coefficient de dilatation thermique (ou CTE, de l'acronyme anglophone « Coefficient of Thermal Expansion ») quasiment deux fois plus faible ( $3,9 \text{ ppm.K}^{-1}$  pour l' $\text{AlN}$  par rapport à  $7,6 \text{ ppm.K}^{-1}$  pour l' $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Ces deux propriétés confèrent au nitrure d'aluminium l'avantage de mieux résister aux chocs thermiques. Les gradients de température entre les différentes couches du module sont en effet réduits de façon conséquente (environ 50 %) [28].

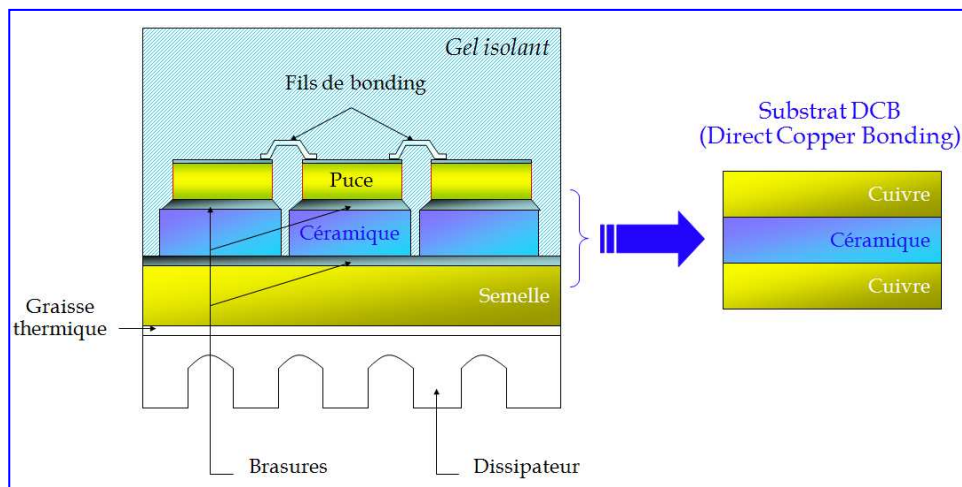


Figure I.15 : architecture simplifiée d'un module de puissance.

Le système « Puce – DCB » est assemblé sur une semelle, généralement en cuivre (bonne conductivité thermique). Toutefois, le CTE du cuivre (entre  $16$  et  $17 \text{ ppm.K}^{-1}$ ) est sensiblement supérieur aux autres matériaux constitutifs de l'assemblage de puissance (par exemple,  $3,9 \text{ ppm.K}^{-1}$  pour une céramique en nitrure d'aluminium). La différence importante des coefficients de dilatation thermique peut alors induire des contraintes thermomécaniques. C'est la raison pour laquelle, les semelles en  $\text{AlSiC}$  ont très vite remplacé celles en cuivre. Le CTE de l' $\text{AlSiC}$ , compris entre  $6,5$  et  $12 \text{ ppm.K}^{-1}$ , se rapproche de celui de l'alumine ou du nitrure d'aluminium. Le système Semelle / Isolant est alors plus résistant aux contraintes thermiques, ce qui permet d'accroître la durée de vie des modules. À titre d'exemple, pour des cyclages thermiques actifs (e.g.  $\Delta T_{\text{case}} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$ ), menés sur des modules à IGBT  $3,3 \text{ kV}$ , la délamination du joint de brasure Semelle / Isolant apparaît au bout de  $4000$  cycles pour une semelle en cuivre, contre plus de  $20000$  cycles pour une semelle en  $\text{AlSiC}$  [29].

Concernant les brasures utilisées pour l'assemblage des puces sur le DCB et du DCB sur la semelle, celles-ci, initialement à base de plomb (le plus connu pour sa faible température de fusion,  $183 \text{ }^\circ\text{C}$ , est le  $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$ ), ont rapidement été remplacées par des brasures sans plomb (directives RoHS).

Actuellement, de nombreux travaux de recherche se focalisent sur les performances mécaniques des alliages étain – argent – cuivre, notés SAC (exemple du SAC387,  $\text{SnAg}_{3.8}\text{Cu}_{0.7}$ ). Malgré une mouillabilité parfois plus faible que les brasures à base de plomb (e.g. 54 % pour le SAC387 par rapport à 98 % pour le  $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$ ), ces alliages présentent de nombreux avantages. Leur point de fusion (par exemple, 217 °C pour le SAC359) est plus faible que les alliages étain – argent (e.g. 221 °C pour le  $\text{SnAg}_{3.5}$ ) et étain – cuivre (par exemple, 227 °C pour le  $\text{SnCu}_{0.7}$ ). Le principal intérêt des alliages SAC est leur bonne tenue aux cyclages thermiques [30].

Des alliages à base de bismuth (Bi) ou d'indium (In) sont également proposés. Ces derniers présentent de meilleures caractéristiques physiques que les alliages SAC, avec entre autres, une température de fusion plus faible (par exemple, entre 179 °C et 189 °C pour le  $\text{SnAg}_{2.8}\text{In}_{20}$  par rapport à 217 °C pour le SAC359) et une mouillabilité exceptionnelle pour l'indium (> 98 % pour le  $\text{SnIn}_{52}$ ). Cependant, le faible niveau de réserve de bismuth et d'indium rend leur usage limité.

Pour les applications de l'automobile, de récentes études ont également montré le bon comportement de la brasure zinc – aluminium (Zn-Al) [31].

Il est important de noter que pour le brasage des puces, nécessitant des températures élevées (de l'ordre de 300 °C), très peu d'alliages sans plomb identifiés ( $\text{AuSn}_{20}$ ) existent pour remplacer les alliages à base de plomb ( $\text{SnPb}_{90}$ ,  $\text{SnPb}_{95}$ ).

#### I.4.2.2. Modes de défaillance

Dans ce paragraphe, nous allons présenter succinctement les principaux modes de défaillance des modules de puissance. Les défaillances physiques peuvent être répertoriées, soit au niveau de l'assemblage, soit au niveau de la puce.

##### *I.4.2.2.1. Défaillances au niveau de l'assemblage*

Près de 65 % des défaillances et des contraintes dans les assemblages microélectroniques sont attribués aux phénomènes thermomécaniques [32]. Parmi ces défaillances, on trouve :

- la fatigue et la levée des fils de bonding,
- la fatigue des joints de brasure,
- la fracture de la céramique.

La connexion entre les puces d'IGBT et les pattes de sortie des modules de forte puissance (e.g. 3,3 kV – 1200 A) est réalisée par des fils de bonding, le plus souvent en aluminium, de diamètre allant jusqu'à 500  $\mu\text{m}$ . À l'état passant, pour des conditions nominales de fonctionnement, la capacité maximale en courant est de 10 A par fil. Dans ce cas, les pertes ohmiques du fil, qui dépendent de son diamètre, sont comprises entre 100 mW et 400 mW.

La fracture du talon des fils de bonding est une des défaillances observées dans les modules à IGBT [33], notamment lors d'essais à longue endurance (> 30000 cycles). Ce type de défaut se traduit électriquement par une variation de la tension  $V_{\text{CE(sat)}}$  [34]. Il est important de préciser que la dégradation d'un ou de plusieurs fils de bonding peut induire

une modification, soit de la résistance de contact, soit de la distribution interne du courant.

La fracture du talon apparaît plus particulièrement lorsque le procédé ultrasonique de dépôt du bonding est mal optimisé. Lorsque le fil est soumis à des cyclages thermiques, il se dilate et se rétracte alternativement. Ce phénomène conduit à une fatigue due au fléchissement répété du fil. À titre illustratif, un fil de bonding de longueur égal à 1 cm, subissant des excursions de température de 50 °C, peut s’allonger de 10 µm. Cet allongement conduit à un angle de fléchissement entre le talon et le fil de 0,05°.

Dans ces cas où la variation de température du fil est dominée par son auto-échauffement (pertes ohmiques), on peut notamment observer la fissuration du talon. La **figure I.16** illustre un exemple de fracture du talon d’un fil de bonding après 30000 cycles de température pour une température de boîtier ( $T_{case}$ ) de 90 °C et une température de jonction maximale ( $T_{jmax}$ ) de 170 °C. Dans cet exemple, la fracture du talon et la levée du fil lui-même sont apparues en même temps.

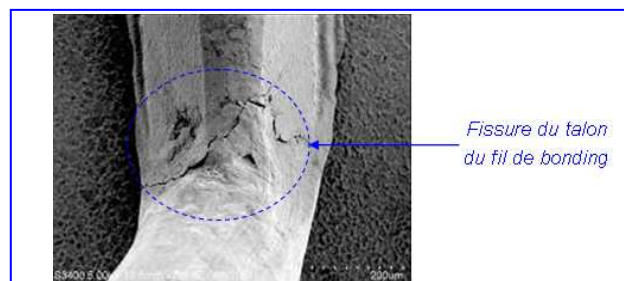


Figure I.16 : fissure du talon du fil en aluminium d’un module à MOSFET après 30000 cycles de température ( $T_{case} = 90$  °C,  $T_{jmax} = 170$  °C,  $\Delta T_j$  ou  $\Delta T_{case}$  non précisé) [35].

La levée des fils de bonding (cf. **Figure I.17**) est également un mode de défaillance physique important des modules de puissance [28]. Le mécanisme de dégradation associé est encore une fois dû à des contraintes thermomécaniques. Ces dernières sont plus particulièrement liées à la différence importante de coefficient de dilatation thermique entre l’aluminium et le silicium (24 ppm.K<sup>-1</sup> pour l’aluminium par rapport à 2,6 ppm.K<sup>-1</sup> pour le silicium).

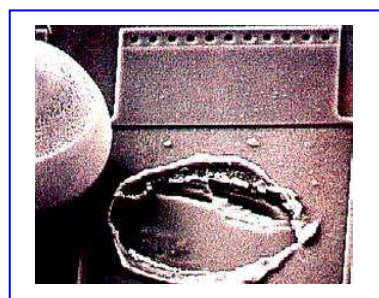


Figure I.17 : décollement d’un bonding (Au) d’un module après 50000 cycles de puissance ( $\Delta T_j = 80$  °C) [28].

La fissuration des étages de brasure (cf. **Figure I.18**) constitue un problème majeur impactant la fiabilité des modules de puissance [36]. Comme pour les mécanismes de défaillance explicités précédemment, l’apparition de fissures est due aux contraintes thermomécaniques des matériaux de l’assemblage.

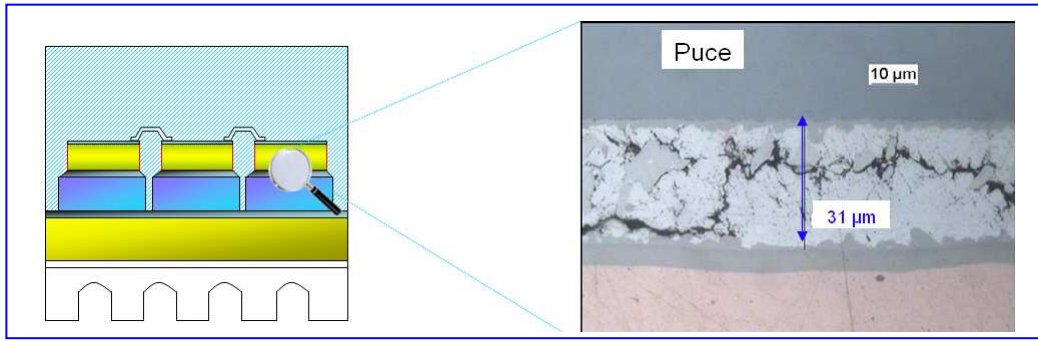


Figure I.18 : exemple de fissuration du joint de brasure sans plomb (SnAgCu) entre la puce et l'isolant après cyclages de puissance ( $\Delta T_j$  ou  $\Delta T_{case}$  non précisé) [37].

Les principaux facteurs responsables de ces contraintes sont les variations locales de température au sein du module, les excursions de coefficient de dilatation thermique des matériaux mis en regard et la longueur caractéristique des étages constitutifs de l'assemblage [38]. De plus, la dégradation des brasures peut être amorcée lors du procédé de brasage (formation de composés intermétalliques, de bulles résiduelles, de cavités etc.) [39]. Enfin, la nature même de l'alliage (alliage « soft » ou alliage « hard ») et l'épaisseur de la brasure peuvent être des paramètres impactant la durée de vie des modules. *Guth et Mahnke* [40] ont démontré qu'une faible épaisseur rend fragile l'étage de brasure. Ce dernier point peut se justifier très simplement. Supposons une brasure, d'épaisseur notée  $e_2$ , prise en « sandwich » entre deux matériaux. Les trois couches de l'assemblage ont des largeurs identiques, mais des épaisseurs différentes. On considère l'assemblage en deux dimensions et axisymétrique. La distribution de la contrainte de cisaillement dans le plan XY est définie par l'équation (I.15) [2]. D'après l'expression (I.15), si on diminue uniquement l'épaisseur de la brasure (i.e. paramètre noté «  $e_2$  ») sans modifier les autres grandeurs, alors la contrainte de cisaillement est nécessairement plus élevée.

$$\sigma_{XY} = \frac{G_{XY}}{\beta \times e_2 \times \cosh(\beta \cdot L)} \times \Delta\alpha \times \Delta T \times \sinh(\beta \cdot L) \quad (\text{I.15})$$

- $G_{XY}$  : module de cisaillement de la brasure (en Pa).
- $\beta$  : fonction du module d'Young et de l'épaisseur de chaque couche, et de  $G_{XY}$ .
- $L$  : distance au plan de symétrie (m).
- $\Delta\alpha$  : différence des CTE entre la couche 1 et la couche 3 (en  $K^{-1}$ ).
- $\Delta T$  : excursion de température (en K).

Toutefois, lorsque l'épaisseur de brasure est trop importante, la résistance thermique de l'assemblage augmente, à cause principalement de la faible conductivité thermique des alliages de brasure. Un compromis entre la tenue mécanique et la conductivité thermique est donc nécessaire pour déterminer l'épaisseur optimale de la brasure.

Un autre facteur fragilisant le module est la présence de lacunes (en anglais, « voids ») dans les étages de brasure. Ces lacunes représentent un manque de matière. Elles sont directement liées au procédé de dépôt de l'alliage de brasure. L'évacuation de la chaleur au sein d'un module de puissance est le plus souvent unidimensionnelle [28]. Plus le manque de brasure est important, plus l'évacuation des calories est impactée. En effet, en présence d'un large « void », le flux de chaleur a tendance à le contourner. Un gradient local de température est alors créé et impacte l'évacuation de la chaleur au sein même de

l'assemblage du module. En revanche, si une surface contient plusieurs petites lacunes, l'impact sur la dissipation thermique est plus difficile à mettre en évidence. Leur influence sur l'évolution de la résistance thermique du module est alors plus faible. La **figure I.19** donne une vue aux rayons X d'un module de puissance (IGBT et diode de roue libre) dégradé à cause de la présence de larges « voids » dans l'étage de brasure « Puce – Isolant ».

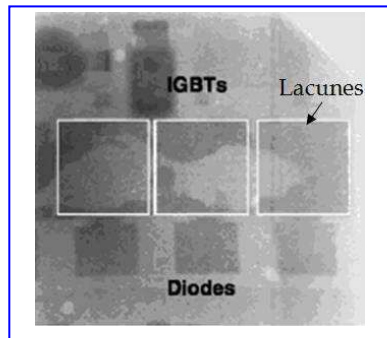


Figure I.19 : vue aux rayons X d'un module à IGBT avec une large lacune située dans la brasure Puce / Isolant au-dessous des trois puces d'IGBT [28].

Les tailles critiques des « voids » et les zones où elles sont placées dans la brasure ont été investiguées à la fois expérimentalement et numériquement [41].

Lors des cyclages thermiques, le cuivre du DCB peut être soumis à des contraintes thermomécaniques suffisamment fortes pour provoquer des déformations plastiques permanentes [42]. Ce phénomène dit d'écrouissage se caractérise par une augmentation de la limite d'élasticité et de la dureté. La céramique du DCB peut alors subir des contraintes plus importantes pouvant conduire à la fracture de cette dernière (cf. **Figure I.20**).

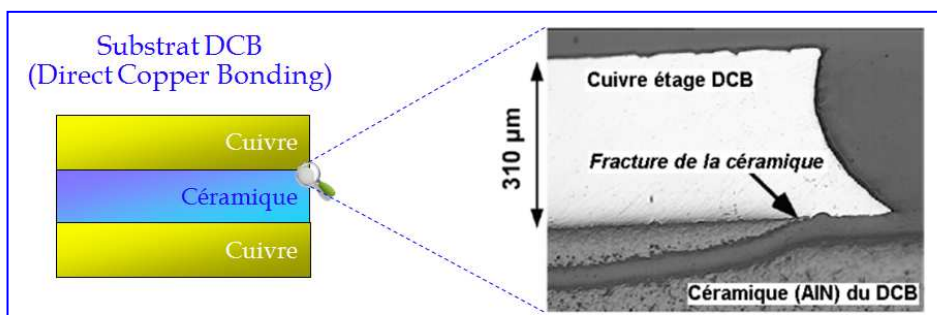


Figure I.20 : fracture de la céramique du DCB après cyclages thermiques passifs -30 °C / +180 °C [42].

#### I.4.2.2.2. Points d'amélioration de l'assemblage du module

La levée des fils de bonding, leur corrosion et la fissuration des étages de brasure ont été identifiés comme les principaux points limitant la durée de vie de l'assemblage des modules de puissance.

Depuis plusieurs années, des activités ont alors porté sur la recherche de points d'amélioration des modules. Nous allons synthétiser les principales avancées au niveau de l'assemblage du dispositif.

Pour retarder l'apparition de la fissuration du talon des fils de bonding, une solution possible consiste à rajouter une ou plusieurs couches de matériau polymère (« coating »), avec différents niveaux de dureté, sur le pied du bonding [28]. Cette méthode permet de garder le contact physique entre le fil et la métallisation. La **figure I.21** illustre l'efficacité de cette technique.

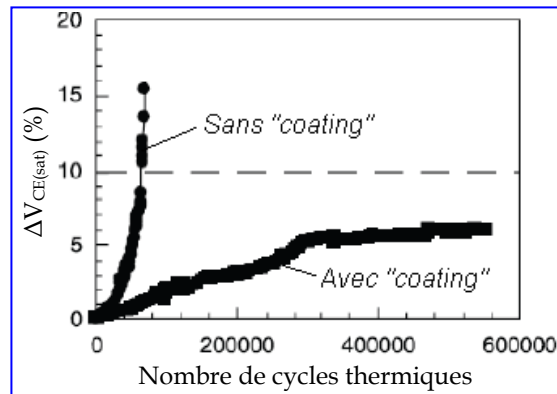


Figure I.21 : dépôt de matériaux polymères sur le talon du bonding et efficacité du système sur la variation du  $V_{CE(sat)}$  d'un module à IGBT soumis à des cyclages thermiques (65 °C / 125 °C) [28].

Dans un bon nombre de cas, la température de jonction maximale autorisée pour les modules de puissance est limitée à 150 °C. Cette restriction est nécessaire à cause de la limitation de la tenue aux cyclages de puissance des fils de bonding et des joints de brasure. Cependant, dans beaucoup d'applications, les températures de jonction requises atteignent parfois 175 °C, voire 200 °C. C'est la raison pour laquelle, un procédé, appelé LTJT de l'acronyme anglophone « Low Temperature Joining Technique », est récemment apparu [43].

Le procédé LTJT consiste à chauffer des paillettes d'argent de taille submicronique sans atteindre le point de fusion. Sous l'effet de la chaleur, les paillettes vont s'agglomérer, assurant ainsi la résistance mécanique du système. Ce procédé est réalisé à 220 °C, sous 40 MPa de pression, pendant une minute dans l'air. La technique LTJT présente d'excellentes performances en termes de conductivités thermique et électrique (respectivement, 250 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> et 40 MS.m<sup>-1</sup>). De plus, le point de fusion très élevé de l'argent (961 °C) assure une bonne stabilité et permet ainsi d'accroître la fiabilité du module. Les essais de cyclage de puissance à différentes excursions de température de jonction (cf. **Figure I.22**), menés sur des dispositifs 50 A - 1200 V, permettent de multiplier la durée de vie du module par six voire plus.

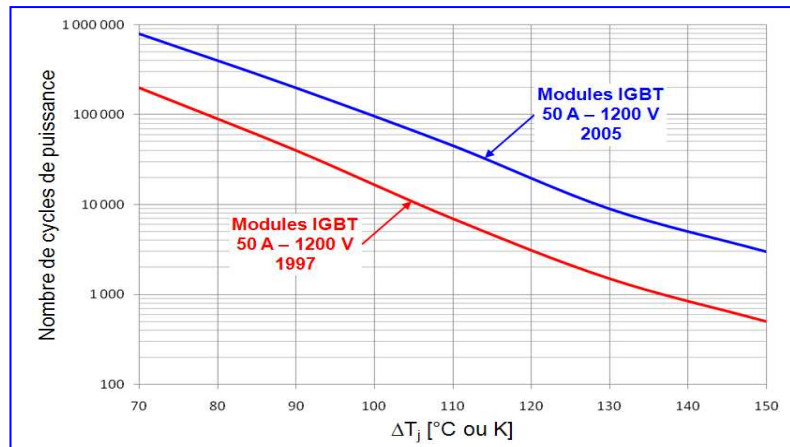


Figure I.22 : efficacité du procédé LTJT sur la tenue des modules aux cyclages de puissance [43].

#### I.4.2.2.3. Défaillances au niveau de la puce

Les défaillances physiques au niveau de la puce se situent au niveau :

- de la métallisation,
- de l'oxyde de grille,
- de la passivation des zones périphériques.

Au niveau de la métallisation de la puce, un mécanisme de défaillance bien connu de la littérature [44] est la reconstruction d'aluminium. Ce phénomène a été identifié comme étant l'une des premières causes de défaillance des modules à IGBT. C'est la raison pour laquelle, nous allons nous intéresser à ce phénomène.

Au cours des cyclages thermiques, la fine couche de métallisation (de quelques microns d'épaisseur) subit des contraintes périodiques de tension et de compression dues à la différence de coefficients de dilatation thermique entre l'aluminium (21 – 24 ppm.K<sup>-1</sup>) et le silicium (2,6 ppm.K<sup>-1</sup>). Ce phénomène se manifeste alors sous la forme d'un glissement des grains en frontière, qui est fortement dépendant de la température et des conditions de stress. L'extrusion de métal modifie la structure de la métallisation (cf. **Figure I.23**) et fragilise les connexions. Ce mode de défaillance physique conduit à une augmentation de la résistance du film d'aluminium. D'un point de vue électrique, on assiste dans ce cas à une augmentation linéaire du  $V_{CE}$  en fonction du nombre de cyclages de puissance.

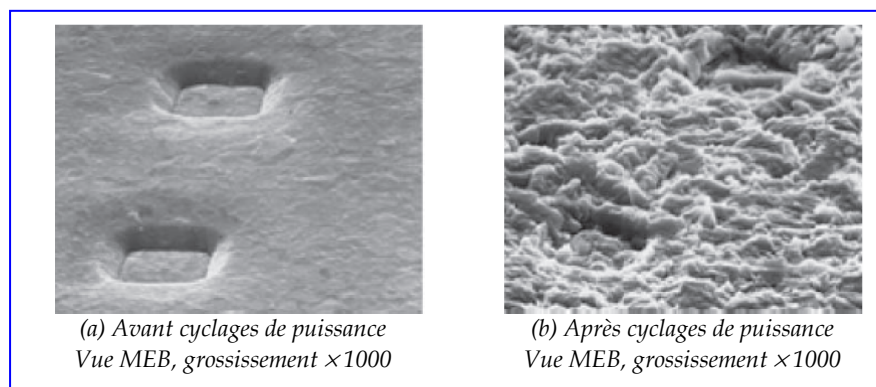


Figure I.23 : (a) Métallisation de l'émetteur d'une puce d'IGBT avant cyclages de puissance. (b) Reconstruction de la métallisation après 3,2 millions de cycles entre 85 °C et 125 °C [44].

La modification de la métallisation de la puce par le dépôt d'une fine couche protectrice de nitrure de silicium, ou de polyimide, permet de limiter l'effet de reconstruction [45].

## **I.5. Conclusion**

Ce chapitre a été l'occasion de mettre en exergue les exigences de plus en plus accrues en matière de fiabilité fonctionnelle face à l'utilisation grandissante des dispositifs de l'électronique de puissance dans les systèmes de conversion de l'énergie.

La fiabilité des composants de puissance dépend essentiellement de leur tenue aux contraintes thermomécaniques, lorsque la température et les variations de température sont considérées comme des facteurs aggravants de défaillance.

Les diverses activités de recherche sur les modes de défaillance des modules de puissance, pour des applications en traction, vont nous permettre d'appréhender les dégradations qui pourront apparaître pour des TRIAC soumis à des cyclages thermiques actifs. Connaissant les principaux modes de dégradation des composants, une motivation supplémentaire consistera à développer des outils afin de prédire le risque de défaillance des TRIAC, soumis au cours de leur cycle de vie, à des profils de sollicitation thermomécanique représentatifs de leurs applications courantes.

# Chapitre 2

## Cyclages thermiques des TRIAC : aspects normatifs et contraintes fonctionnelles

« La société établit des lois pour qu'elles soient dépassées. Si tout un chacun respecte les règles en vigueur et se plie aux normes (...), c'est toute la société qui se retrouve « normale » et qui stagne. »

Bernard WERBER, écrivain français

Extrait de *l'Empire des anges*

### Sommaire

---

|                                                                         |           |
|-------------------------------------------------------------------------|-----------|
| <b>II.1. INTRODUCTION.....</b>                                          | <b>59</b> |
| <b>II.2. FATIGUE THERMIQUE ACTIVE : ASPECTS NORMATIFS.....</b>          | <b>59</b> |
| II.2.1. Description de l'essai de fatigue thermique.....                | 59        |
| II.2.2. Exigences normatives.....                                       | 60        |
| <b>II.3. SYNTHESE DES CONTRAINTES THERMIQUES FONCTIONNELLES... 63</b>   |           |
| II.3.1. Contexte, objectifs et méthodologie .....                       | 63        |
| II.3.2. Fonctionnement normal .....                                     | 65        |
| II.3.3. Fonctionnement anormal .....                                    | 70        |
| II.3.4. Conclusion.....                                                 | 72        |
| <b>II.4. IMPACT DE LA TEMPERATURE SUR LES PARAMETRES DU TRIAC... 72</b> |           |
| II.4.1. Avant-propos.....                                               | 72        |
| II.4.2. État bloqué.....                                                | 73        |
| II.4.3. Amorçage.....                                                   | 79        |
| II.4.4. Surcharges en courant à l'état passant .....                    | 82        |
| II.4.5. Blocage.....                                                    | 83        |
| II.4.6. Synthèse .....                                                  | 85        |
| <b>II.5. CONCLUSION .....</b>                                           | <b>86</b> |



## II.1. Introduction

Les fabricants de semi-conducteurs s'engagent à fournir à leurs utilisateurs des composants robustes et concurrentiels. Avant leur introduction sur le marché, ces composants subissent des essais de fiabilité. Pour évaluer leur résistance aux variations cycliques de température, ils doivent notamment répondre à des exigences normatives (IEC, MIL-STD, JEDEC, AEC-Q).

Dans ce chapitre, nous allons présenter les exigences normatives associées aux essais de cyclage de puissance. Ces documents, utilisés pour qualifier les composants, précisent généralement une excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ) et une durée ( $T_{\text{ON}}$ ). Cependant, la problématique est de savoir comment cette durée «  $T_{\text{ON}}$  » est décomposée. Dans les applications, les excursions de la température ( $\Delta T_{\text{case}}$  et/ou  $\Delta T_j$ ) des TRIAC suivent en outre des profils bien spécifiques (temps de montée et de palier à la température maximale). Ainsi, nous allons caractériser les contraintes électriques subies par les TRIAC au cours de leur fonctionnement. Cette étude aboutira à la définition de « profils de courant applicatifs ». Pour chaque profil de courant, nous allons calculer les excursions de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) du composant. La définition d'essais équivalents de fiabilité fonctionnelle permettra à terme d'évaluer la robustesse des composants face à ces types de profil.

## II.2. Fatigue thermique active : aspects normatifs

### II.2.1. Description de l'essai de fatigue thermique

Le phénomène de fatigue thermique se rencontre dans de nombreux domaines industriels. Nous pouvons citer à titre illustratif l'industrie aéronautique (dans les phases de décollage et d'atterrissage des avions, les aubes des turbines sont soumises à des variations de température sévères) ou encore le domaine ferroviaire (pendant les phases d'arrêt ou de ralentissement, les disques de frein subissent des contraintes thermomécaniques dues au frottement des plaques de frein sur les disques).

Dans les applications utilisant des TRIAC, la fatigue thermique apparaît lorsque le courant circulant dans la charge présente des cycles de montée et de chute. C'est par exemple le cas lors des phases de démarrage de moteur. Ces cycles de croissance et de décroissance du courant sont à l'origine de variations de la température au sein de l'assemblage du composant. Si ces variations sont répétées, alors elles peuvent engendrer des contraintes mécaniques et à terme dégrader le composant. *Spera* [46], [47] résume bien le phénomène en associant la fatigue thermique à une « dégradation graduelle et une fissuration d'un matériau par chauffage et refroidissement alternés (...) ». En définitive, la présence d'un gradient localisé de température couplée à la dilatation des matériaux entraîne des contraintes mécaniques d'origine thermique dans la structure.

Avant d'introduire les TRIAC sur le marché, des essais de cyclages thermiques actifs sont menés pour évaluer la résistance des composants face à des sollicitations d'origine thermique. Le principe est alors de générer des cycles alternés (ON/OFF) de chauffe et de refroidissement (cf. **Figure II.1**).

Pendant la période de dissipation de la chaleur ( $T_{ON}$ ), le composant est soumis au passage d'un courant ( $I_T$ ) suffisant pour obtenir une excursion voulue de la température du boîtier ( $\Delta T_{case}$ ). Cette variation correspond à la différence entre les températures maximale ( $T_{case\_max}$ ) et minimale ( $T_{case\_min}$ ) du boîtier. Notons que cette température est mesurée à l'arrière du radiateur du TRIAC.

Durant la phase notée «  $T_{OFF}$  » sur la **figure II.1**, le composant peut être refroidi de façon forcée (par exemple, via une ventilation) pour que la température du boîtier retrouve sa température initiale plus rapidement.

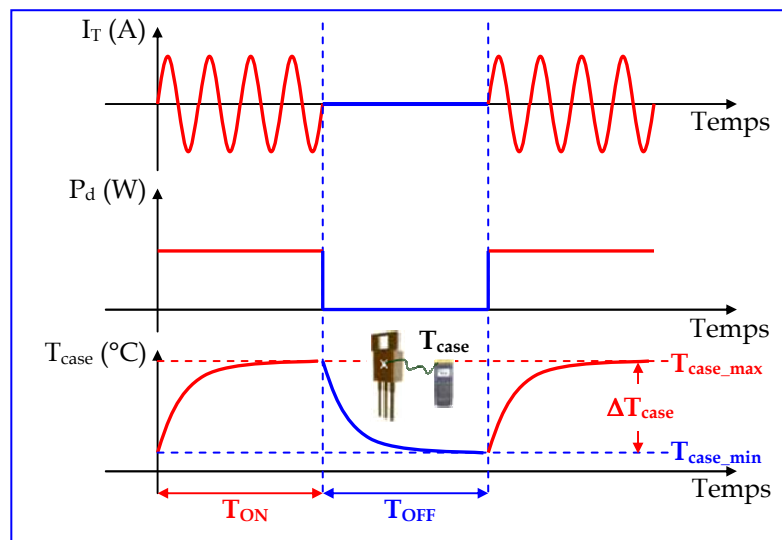


Figure II.1 : description d'un essai de cyclage thermique actif.

## II.2.2. Exigences normatives

Les normes de fiabilité sont généralement établies pour quatre principales raisons :

- Faciliter les échanges dans le monde et supprimer les éventuelles « barrières techniques ».
- Assurer la qualité des produits.
- Garantir l'interopérabilité des produits et des systèmes.
- Contribuer à la protection de l'environnement et à la qualité de vie.

Ces documents sont érigés à partir de données provenant de retours d'expériences [27]. Ces données permettent de définir la probabilité de défaillance des composants. Les recueils sont plus particulièrement fondés sur l'hypothèse que le taux de défaillance est constant sur toute la durée de vie du composant.

Les normes de cyclage thermique actif, utilisées pour qualifier les composants électroniques, s'appuient sur les quatre systèmes de normalisation suivants :

- IEC (« International Electrotechnical Commission »),
- MIL-STD (« Military Standard »),
- JEDEC (« Joint Electron Device Engineering Council »),
- AEC (« Automotive Electronics Council »).

La Commission Électrotechnique Internationale (CEI ou en anglais, IEC), est un organisme international de normalisation chargé des domaines de l'électricité, de l'électronique et des techniques connexes. Elle est complémentaire de l'organisation internationale de normalisation (ISO, « International Organization for Standardization »).

La norme IEC 60747-15 [48], actuellement utilisée dans l'industrie ferroviaire, décrit les conditions de réalisation d'un essai de cyclage de puissance pour des composants de type IGBT. Ce document précise notamment l'excursion de la température de jonction (typiquement  $\Delta T_j = 80\text{ °C}$ ) et les températures moyenne ( $T_{\text{medium}} = 75\text{ °C}$ ) et basse ( $T_{\text{low}} = T_{\text{medium}} - \Delta T_j / 2$ ).

Le système américain « MIL-STD » (« Military standard ») définit des documents de référence pour des méthodes de test, des procédures de qualification et de déverminage (en anglais, « screening ») [49]. La première norme a été publiée en 1959. Ce référentiel fait partie intégrante du système de normalisation du département de la défense (DoD, « Department of Defense »). Les documents « MIL-STD » sont applicables en particulier aux composants de l'électronique de puissance. Ces recueils étaient initialement dédiés aux applications militaires et spatiales. Aujourd'hui, ils sont largement utilisés par les fabricants, outre-Atlantique, dans les procédures d'assurance de la qualité des composants.

Pour qualifier ses TRIAC, STMicroelectronics s'appuie sur les documents MIL-STD-883 et MIL-STD-750. L'essai de cyclage thermique actif est en particulier réalisé en utilisant la méthode 1037 de la procédure MIL-STD-750C [50]. Ce document précise l'amplitude de la contrainte thermique appliquée (dans notre cas, l'excursion de la température du boîtier,  $\Delta T_{\text{case}}$ ), ainsi que le nombre de cycles à effectuer (cf. **Tableau II.1**). Durant les tests de fatigue thermique, les TRIAC sont en général soumis à des temps de chauffe et de refroidissement égaux, d'une durée de deux minutes. Pendant la phase de chauffe, les composants sont parcourus par un courant d'intensité efficace inférieure ou égale au courant ( $I_{T(\text{RMS})}$ ) spécifié par le constructeur.

| Types de boîtier | $\Delta T_{\text{case}}\text{ (°C)}$ | Nombre de cycles |
|------------------|--------------------------------------|------------------|
| Tous             | 55 °C +15 °C/-5 °C                   | 10 000           |

Tableau II.1 : déroulement d'un essai de fatigue thermique tenant compte des spécifications de la méthode 1037 du document MIL-STD-750C.

Le document MIL-STD-750C décrit une procédure de test. Il ne précise pas le critère de défaillance d'un composant. Au cours des essais de cyclage de puissance, la défaillance du produit est liée à la fatigue des interfaces d'assemblage (joints de brasure). La variation de la  $R_{\text{th(j-c)}}$  est un indicateur de dégradation. STMicroelectronics considère alors un TRIAC défaillant dans l'un des deux cas suivants. Le premier, lorsque la résistance thermique est

supérieure ou égale à la valeur spécifiée dans la documentation technique du fabricant. Le second, lorsque la  $R_{th(j-c)}$  augmente de 20 % par rapport à la valeur initiale.

Les normes AEC (« Automotive Electronics Council »), apparues dans les années 1990, permettent de définir des nouvelles méthodes de qualification des composants de puissance. Elles ont été initialement créées par Chrysler, Ford et General Motors pour le secteur de l'automobile.

Aujourd'hui, ces recueils sont utilisés par les fabricants de composants pour l'électroménager afin de répondre à des problématiques de durabilité. La sécurité de façon durable fait partie intégrante de la démarche d'assurance de la qualité d'un composant. On ne peut certes pas toujours attendre de ce dernier qu'il fonctionne éternellement, mais on est d'autant plus satisfait lorsqu'il dure plus longtemps. Les TRIAC ne dérogent pas à cette règle. En se basant sur les documents AEC, les fabricants augmentent leurs niveaux de garantie (jusqu'à 15 ans). Ils en tirent un effet positif en termes de réputation (image de marque) et de confiance que les utilisateurs accordent en leurs produits.

La procédure AEC-Q101 [51] permet de compléter les informations contenues dans le document MIL-STD-750C concernant le déroulement d'un essai de cyclage de puissance. Elle fait référence aux normes JEDEC (« Joint Electron Device Engineering Council ») et en particulier, aux référentiels JESD22 A104 et A105 [52], [53].

Ce document précise notamment les durées de chauffe ( $T_{ON}$ ) et de refroidissement ( $T_{OFF}$ ), ainsi que le nombre de cycles à effectuer, en fonction du type de boîtier utilisé (cf. **Tableau II.2**).

| Types de boîtier            | Nombre de cycles<br>$\Delta T_j \geq 100\text{ °C}$ | Nombre de cycles<br>$\Delta T_j \geq 125\text{ °C}$ | Réglages des durées<br>$T_{ON}$ et $T_{OFF}$   |
|-----------------------------|-----------------------------------------------------|-----------------------------------------------------|------------------------------------------------|
| TO-92, SMD, SOT, D-PAK      | 15 000                                              | 7500                                                | $T_{ON} = T_{OFF} = 2\text{ min}$              |
| TO-220, D <sup>2</sup> -PAK | 8572                                                | 4286                                                | $T_{ON} = T_{OFF} = 3\text{ min } 30\text{ s}$ |
| TOP-3, TO-247               | 6000                                                | 3000                                                | $T_{ON} = T_{OFF} = 5\text{ min}$              |

Tableau II.2 : précisions données dans le document AEC-Q101 concernant l'essai de cyclage de puissance.

Le document AEC-Q101 ne précise pas l'intensité du courant à fournir au composant afin de respecter l'excursion ciblée de la température de jonction, pour les durées spécifiées de  $T_{ON}$  et de  $T_{OFF}$ . Nous avons alors effectué différents essais pour donner des ordres de grandeur du courant circulant dans les TRIAC afin de respecter les conditions imposées par la norme. Pour avoir un  $\Delta T_j$  égal à 100 °C avec un temps de chauffe de 3 min 30 s (cf. **Tableau II.2**), l'intensité du courant efficace circulant par exemple dans un TRIAC de calibre 16 A (référence du composant : T1635H-6I) est égale à 3,3 A (cf. **Tableau II.3**).

| <b>Boîtiers<br/>(dimensions h × L × e données en valeur max.)</b> | <b>Référence du composant</b> | <b>I<sub>RMS</sub> pour avoir<br/><math>\Delta T_j = 100\text{ °C}</math></b> |
|-------------------------------------------------------------------|-------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------|
| TO-92 (4,4 mm × 4,7 mm × 3,7 mm)                                  | Z0109MA (calibre : 1 A)       | 0,7 A                                                                         |
| TO-220 (15,9 mm × 10,4 mm × 4,6 mm)                               | BTB16-600BW (calibre : 16 A)  | 3,3 A                                                                         |
| TOP-3 (21,1 mm × 15,5 mm × 4,6 mm)                                | BTB41-600B (calibre : 41 A)   | 4,7 A                                                                         |

Tableau II.3 : intensité du courant efficace circulant dans le TRIAC pour avoir  $\Delta T_j = 100\text{ °C}$ , en fonction du type de boîtier.

Pour qualifier les TRIAC dans les conditions imposées par la norme AEC-Q101, les essais de cyclage de puissance peuvent être considérablement longs. Par exemple, pour atteindre 8572 cycles dans le cas d'un boîtier TO-220, les tests de fiabilité auraient une durée très longue (dans ce cas, égale à 42 jours). Dans ce travail de thèse, nous allons alors analyser, pour une même valeur de  $\Delta T_j$  (ou de  $\Delta T_{\text{case}}$ ), l'impact du temps de chauffe sur la durée de vie moyenne (MTTF) des TRIAC. En supposant que les mécanismes de dégradation sont identiques et si le MTTF est constant, il sera alors possible de diminuer considérablement la durée des essais de qualification des produits.

## II.3. Synthèse des contraintes thermiques fonctionnelles

### II.3.1. Contexte, objectifs et méthodologie

Un des enjeux majeurs de ce travail de recherche est d'évaluer la robustesse des TRIAC, lorsque ces derniers sont soumis à des contraintes thermiques représentatives des conditions réelles de leur fonctionnement, c'est-à-dire dans leur application. Pour cela, la démarche de l'étude a consisté à effectuer une synthèse des différents cas d'application entraînant des contraintes thermiques importantes pour ces composants. Nous avons alors distingué deux modes de fonctionnement :

- Fonctionnement « normal » : les TRIAC opèrent dans des conditions nominales. Nous nous intéressons en particulier, aux phases de démarrage des charges alternatives (courants d'appel) et aux cycles de marche /arrêt (ON / OFF).
- Fonctionnement « anormal » : nous considérons ici les cas de dysfonctionnement suite à un défaut des systèmes où les TRIAC vont opérer. On peut citer par exemple, le cas de la ventilation obstruée voire supprimée, l'impédance de charge dégradée (e.g. spires court-circuitées).

Dans les deux modes de fonctionnement cités ci-dessus, les applications visées concernent l'électroménager (aspirateur, lave-linge, micro-onde, ...) et l'éclairage.

Pour que cette synthèse soit la plus pertinente possible, nous avons mesuré, pour chaque type d'application, la durée des contraintes en courant et calculé les excursions de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) atteintes.

Les élévations théoriques de la température de jonction ont été évaluées à l'aide du logiciel Mathcad. Il est en effet difficile de mesurer expérimentalement la  $T_j$  du TRIAC. Il serait nécessaire par exemple d'insérer un thermocouple au niveau de la puce de silicium,

afin de mesurer sa température de surface. Une telle manipulation a déjà été réalisée lors d'une étude menée sur des modules à IGBT soumis à des cyclages thermiques actifs [54]. Cependant, pour des boîtiers de type TO-220, il serait nécessaire de percer la résine. Cette opération est délicate à réaliser (risque d'endommager les bondings ou la puce si le trou est trop profond). De plus, la présence d'un tel trou a une influence non négligeable sur la  $R_{th(j-a)}$ .

La méthode de calcul de la température jonction est fondée sur trois étapes majeures. La première d'entre elles consiste à mesurer l'impédance thermique transitoire du composant entre la jonction et l'air ambiant en fonction du temps ( $Z_{th(j-a)}(t)$ ). La mesure est effectuée à partir de l'équipement « PHASE 11 » du constructeur « ANALYSIS TECH ». Le composant sous test est en position verticale. Nous avons utilisé une « mousse thermique » pour éviter toute dissipation thermique par la table sur laquelle le composant est posé. La mesure de la  $Z_{th(j-a)}$  est très dépendante des conditions environnementales. Une cheminée a alors été placée autour du TRIAC pour éviter les flux d'air. Un thermocouple de type K, placée à l'intérieur de la cheminée et à 5 cm du composant, permet de mesurer la température de référence.

Le poste « PHASE 11 » impose une puissance de chauffe jusqu'à atteindre l'équilibre thermique du composant. Le  $\Delta T_j$  du composant, spécifié par le constructeur « ANALYSIS TECH » pour que la mesure soit pertinente, est égal à 50 °C. Ensuite, la puissance est interrompue. La mesure de la  $Z_{th(j-a)}$  est ainsi effectuée au refroidissement du TRIAC.

Dans nos calculs, nous avons utilisé une expression mathématique de la  $Z_{th(j-a)}$ , obtenue par un ajustement de la courbe expérimentale avec une suite de termes en exponentiel (cf. Équation (II.1)).

$$Z_{th(j-a)}(t) = R_{th(j-c)} \times \left[ 1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) \right]^A + \left[ R_{th(j-a)} - R_{th(j-c)} \right] \times \left[ 1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_2}\right) \right]^B \quad (\text{II.1})$$

Pour un TRIAC « haute température » 16 A, 600 V :

- $R_{th(j-c)}$  : résistance thermique entre la jonction et le boîtier (1,7 °C/W en valeur typique, pour un boîtier TO-220 non-isolé).
- $R_{th(j-a)}$  : résistance thermique entre la jonction et l'air ambiant (60 °C/W en valeur typique, pour un boîtier TO-220 non-isolé).
- $\tau_1 = 0,18$  s,  $\tau_2 = 44,54$  s,  $A = 0,32$ ,  $B = 1,21$ .

La deuxième étape de la méthode consiste à calculer la puissance dissipée ( $P_{dis}$ ), lorsque le composant est passant (cf. Équation (II.2)). Cette dernière dépend de l'intensité du courant efficace ( $I_{RMS}$ ) circulant dans le TRIAC à l'état passant et des caractéristiques statiques du composant (tension de seuil  $V_{t0}$  et résistance dynamique  $R_d$ ). Notons que le courant «  $I_{RMS}$  » est déduit de la caractérisation des profils de courant applicatifs. Les paramètres «  $V_{t0}$  » et «  $R_d$  » sont extraits de la documentation technique du TRIAC.

$$P_{dis} = \frac{2 \times \sqrt{2}}{\pi} \times V_{t0} \times I_{RMS} + R_d \times I_{RMS}^2 \quad (\text{II.2})$$

Pour un TRIAC « haute température » 16 A, 600 V :

- $V_{t0}$  : tension de seuil (au maximum 0,8 V pour  $T_j = 150$  °C).
- $R_d$  : résistance dynamique (au maximum 23 mΩ pour  $T_j = 150$  °C).
- $I_{RMS}$  : intensité du courant efficace (A) circulant dans la charge.

Enfin, en appliquant le produit de convolution discret (cf. Équation (II.3)), nous pouvons évaluer la température de jonction, pendant toute la phase transitoire du fonctionnement du TRIAC.

$$T_{j_i} = T_{j_0} + \sum_{j=0}^{i-1} Z_{th(j-a)(i-j)} \cdot (P_{d_{j+1}} - P_{d_j}) \quad (\text{II.3})$$

- $T_{j_0}$  : température de jonction (°C) initiale (par exemple, la température ambiante).
- $Z_{th(j-a)}$  : impédance thermique (°C/W) entre la jonction et l'air ambiant.
- $P_d$  : puissance (W) dissipée par le TRIAC à l'état passant.

La relation (II.4) donne l'expression temporelle de la température du boîtier ( $T_c$  ou  $T_{case}$ ). Celle-ci s'appuie sur la mesure de l'impédance thermique entre la jonction et le boîtier ( $Z_{th(j-c)}$ ) du composant sous test.

$$T_c(t_p) = T_{ref} + P_d \cdot (Z_{th(j-a)}(t_p) - Z_{th(j-c)}(t_p)) \quad (\text{II.4})$$

- $T_{ref}$  : température de référence (°C).
- $P_d$  : puissance (W) dissipée par le TRIAC à l'état passant.
- $Z_{th(j-a)}$  : impédance thermique (°C/W) entre la jonction et l'air ambiant.
- $Z_{th(j-c)}$  : impédance thermique (°C/W) entre la jonction et le boîtier.

La **figure II.2** illustre un exemple de comparaison entre la température du boîtier, d'une part mesurée à l'aide d'un thermocouple de type K fixé à l'arrière d'un boîtier TO-220 d'un TRIAC de calibre 16 A, 600 V, et d'autre part, calculée à l'aide de la méthode décrite précédemment. Les deux courbes se superposent. L'écart de température entre la mesure et le calcul mathématique est négligeable (égal à 2 °C en régime permanent). La démarche utilisée est par conséquent validée expérimentalement.

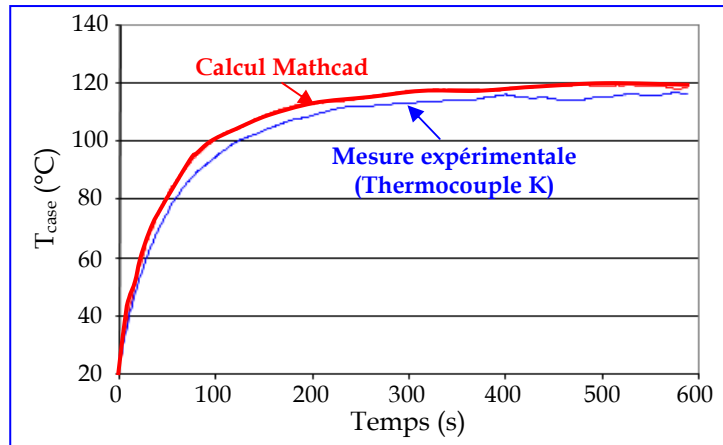


Figure II.2 : exemple de comparaison entre l'évolution de la  $T_{case}$  calculée et mesurée.

## II.3.2. Fonctionnement normal

### II.3.2.1. Caractérisation des contraintes électriques

L'objectif est de caractériser les amplitudes et la durée des courants d'appel (en anglais, « inrush current ») au démarrage de plusieurs charges alternatives. Pour cela, nous avons effectué des mesures sur une large gamme de charges alternatives présentes dans plusieurs appareils électrodomestiques. Nous avons notamment caractérisé :

- Des moteurs universels d'aspirateurs ou de lave-linge, pour des puissances nominales comprises entre 320 W et 2200 W.
- Des magnétrons de micro-ondes, pour des puissances nominales comprises entre 700 W et 850 W.
- Des transformateurs dans la gamme de puissance comprise entre 100 VA et 300 VA.
- Des compresseurs de réfrigérateurs (puissance nominale égale à 105 W).
- Des ampoules halogènes (puissances nominales comprises entre 300 W et 1 kW).

Les différentes mesures ont été réalisées à l'aide d'un oscilloscope numérique et d'une carte de synchronisation avec le réseau alternatif (cf. **Figure II.3**). Dans chaque cas, les charges ont été pilotées en synchronisant l'amorçage du TRIAC, soit sur l'instant d'annulation de la tension issue du réseau alternatif (amorçage ZVS, « Zero Voltage Synchronisation »), soit sur l'instant où la tension fournie par le réseau atteint son maximum (amorçage PVS, « Peak Voltage Synchronisation »).

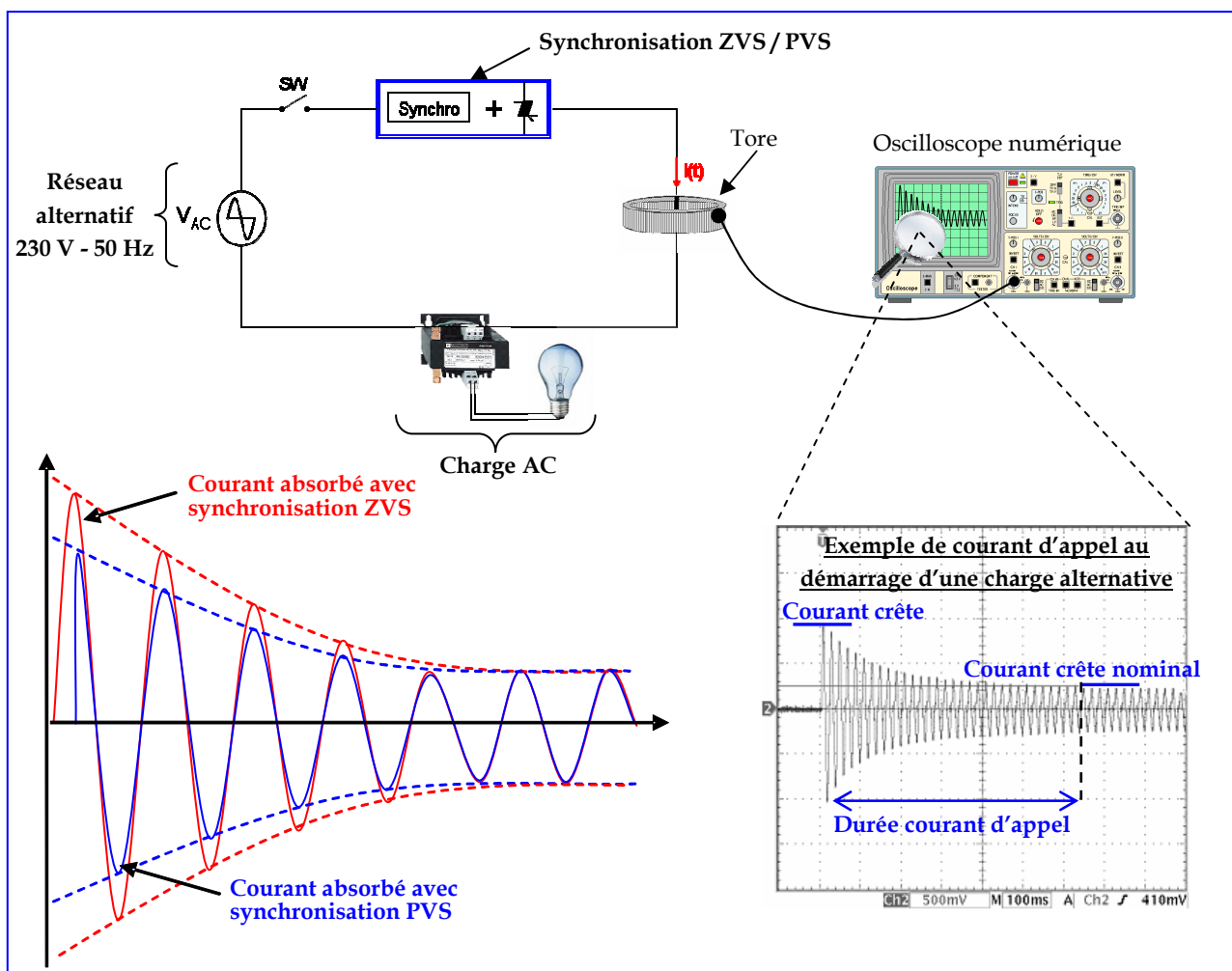


Figure II.3 : schéma de principe du montage réalisé pour caractériser les courants d'appel au démarrage des charges alternatives.

Notons que la durée du courant d'appel a été mesurée lorsque le courant dans la charge atteint la valeur en régime permanent  $\pm 5\%$ .

Le **tableau II.4** donne un extrait des mesures effectuées sur les différentes charges citées précédemment.

| Charge AC                              | Courant crête (A) | Courant crête nominal (A) | Durée du courant d'appel (ms) |
|----------------------------------------|-------------------|---------------------------|-------------------------------|
| Moteur universel<br>2200 W             | 68,4              | 12,4                      | 350                           |
| Magnétron 800 W<br>(amorçage ZVS)      | 49,2              | 15                        | 2800                          |
| Magnétron 800 W<br>(amorçage PVS)      | 38,8              | 15                        | 2800                          |
| Transformateur 275 W<br>(amorçage ZVS) | 17,5              | 1,3                       | 125                           |
| Transformateur 275 W<br>(amorçage PVS) | 8,7               | 1,3                       | 125                           |
| Compresseur 105 W<br>(amorçage ZVS)    | 14,5              | 1,4                       | 0,9                           |
| Compresseur 105 W<br>(amorçage PVS)    | 5,9               | 1,4                       | 0,9                           |
| Halogène 1 kW<br>(amorçage ZVS)        | 24,2              | 5,3                       | 160                           |
| Halogène 1 kW<br>(amorçage PVS)        | 34                | 5,3                       | 160                           |

Tableau II.4 : caractérisation des courants d'appel (amplitudes, durées) pour plusieurs charges AC.

D'après le **tableau II.4**, les courants d'appel ont une amplitude comprise entre 3 et 20 fois le courant nominal. Les durées de ces courants d'appel peuvent atteindre jusqu'à 3 secondes, comme par exemple, dans le cas des magnétrons (organes transformant l'énergie électrique en micro-ondes).

Suite aux différentes mesures effectuées, nous constatons également qu'il est préférable d'amorcer toute charge inductive (e.g. transformateur) à la tension crête du réseau (les amplitudes crêtes de courant étant plus faibles). Dans le cas des circuits résistifs, l'amorçage PVS est le pire cas car la variation du courant absorbé ( $di/dt$ ) est maximale. Ainsi, il est conseillé d'amorcer les charges résistives (par exemple, les lampes) au zéro de tension.

Les différences entre les amorçages ZVS et PVS ne représentent pas le cœur de cette thèse. Nous ne détaillerons alors pas davantage cette partie. Toutefois, le lecteur, soucieux de disposer d'informations complémentaires sur ce sujet, peut se référer à l'**annexe A**.

### II.3.2.2. Calcul des élévations de la $T_j$

Nous allons maintenant nous intéresser aux excursions de la température de jonction du TRIAC atteintes lors de la phase de courant d'appel au démarrage de la charge.

Prenons par exemple le cas d'un aspirateur 2200 W. Lors de la mise sous tension, l'absence de force contre électromotrice à vitesse nulle entraîne un appel de courant

important (cf. **Figure II.4**). D'après le **tableau II.4**, cet appel de courant est environ égal à 68,4 A (valeur crête). Cela représente plus de cinq fois le courant nominal qui, dans cette application, vaut environ 12,4 A (valeur crête). Cet appel de courant entraîne des contraintes thermiques pour le moteur et surtout pour le TRIAC. Il est important de préciser que les machines sont dimensionnées pour un point de fonctionnement nominal. Lors de la phase de démarrage, il convient de s'assurer que l'échauffement du moteur et du composant ne risque pas de les détériorer. Ainsi, il est nécessaire que le temps de démarrage ne soit pas trop long, compte-tenu de la valeur du courant de démarrage.

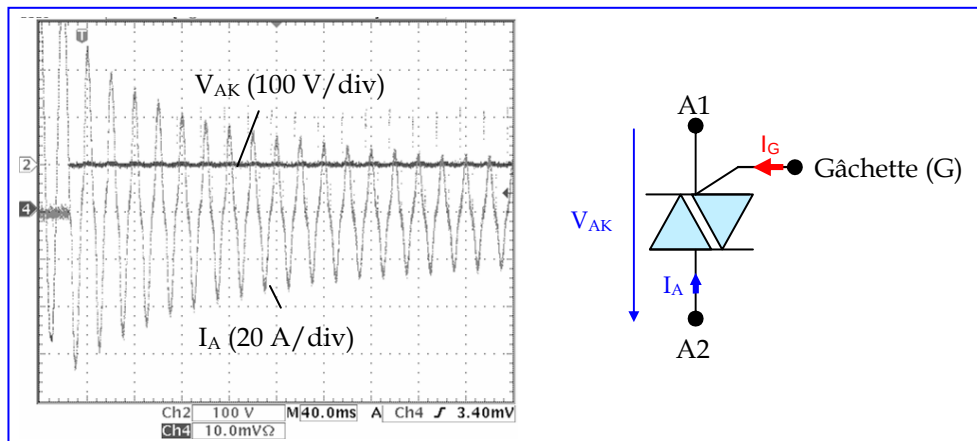


Figure II.4 : exemple de courant d'appel au démarrage d'un moteur universel (aspirateur 2200 W).

À partir des formes d'ondes de la **figure II.4**, il est possible de déterminer l'évolution de la température de jonction du TRIAC (cf. **Figure II.5**). Nous donnons ici sa valeur moyenne « glissante » par demi-alternance. Cette évolution a été calculée pour un TRIAC « haute température » 16 A, 600 V (référence du composant : T1635H-6I), en utilisant la méthode explicitée dans le paragraphe précédent. Dans les applications électrodomestiques courantes, la température ambiante est comprise entre 60 °C et 80 °C. Les calculs ont été ici menés en considérant la température ambiante égale à 70 °C (valeur mesurée expérimentalement), lorsque le moteur de l'aspirateur était préalablement en fonctionnement.

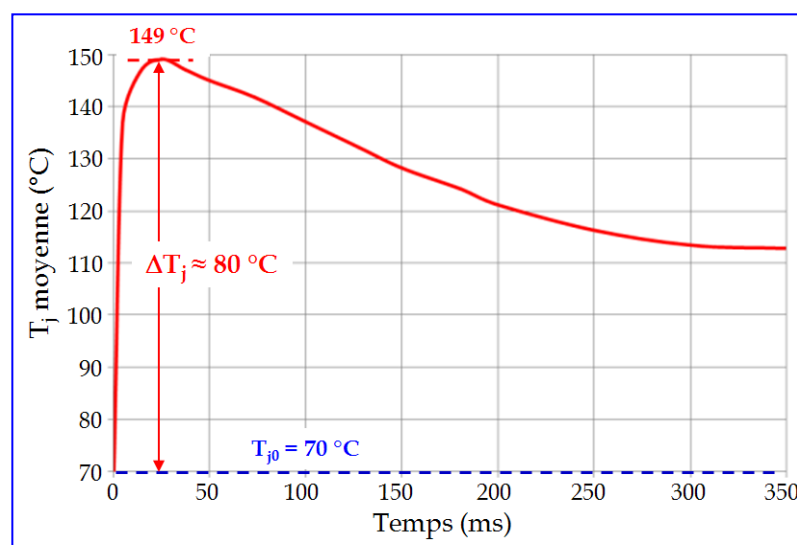


Figure II.5 : évolution de la  $T_j$  pendant la phase de démarrage du moteur de l'aspirateur (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

En une vingtaine de millisecondes, la température de jonction moyenne atteint un maximum très proche de la  $T_{j(max)}$  spécifiée dans la documentation du constructeur (150°C). À la fin de la phase de démarrage du moteur (au bout de 350 ms), la température de jonction moyenne est aux alentours de 110 °C (bien en deçà des 150 °C spécifiés). L'excursion résultante de la  $T_j$  est au maximum égale à 80 °C. Quant à l'excursion moyenne de la température du boîtier ( $\Delta T_{case}$ ), qui peut être mesurée, elle est au maximum égale à 65 °C.

Pour chaque application ciblée dans le **tableau II.4**, nous pouvons par conséquent, caractériser la durée des contraintes thermiques (temps de chauffe «  $T_{ON}$  » du TRIAC) et l'excursion moyenne résultante ( $\Delta T_j$  moyen) de la température de jonction. Pour les calculs thermiques, le composant de référence est toujours le T1635H-6I (boîtier TO-220 isolé). L'ensemble des résultats est regroupé dans le **tableau II.5**.

| Charge AC                              | $T_{ON}$ (ms) | Max. $T_{jmoy}$ (°C) | $\Delta T_j$ (°C) moyen |
|----------------------------------------|---------------|----------------------|-------------------------|
| Moteur universel 2200 W                | 350           | 150                  | 80                      |
| Magnétron 800 W<br>(amorçage ZVS)      | 2800          | 138                  | 68                      |
| Magnétron 800 W<br>(amorçage PVS)      | 2800          | 121                  | 51                      |
| Transformateur 275 W<br>(amorçage ZVS) | 125           | 78                   | 8                       |
| Transformateur 275 W<br>(amorçage PVS) | 125           | 73,5                 | 3,5                     |
| Compresseur 105 W<br>(amorçage ZVS)    | 0,9           | 84                   | 14                      |
| Compresseur 105 W<br>(amorçage PVS)    | 0,9           | 77                   | 7                       |
| Halogène 1 kW<br>(amorçage ZVS)        | 160           | 83                   | 13                      |
| Halogène 1 kW<br>(amorçage PVS)        | 160           | 88                   | 18                      |

Tableau II.5 : caractérisation des contraintes thermiques applicatives, en fonctionnement normal ( $T_{amb} = 70$  °C, TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Cette synthèse nous permet de comparer les profils de cyclage thermique actif caractérisés dans les applications avec ceux décrits dans les documents MIL-STD et AEC-Q. Au cours des phases de démarrage des charges alternatives, les excursions moyennes de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) sont inférieures à celles imposées par les normes (e.g. 80 °C lors du démarrage du moteur universel 2200 W par rapport aux 100 °C voire 125 °C indiqués dans la procédure AEC-Q101).

Les durées des phases de démarrage sont très courtes (jusqu'à quelques secondes par rapport à quelques minutes imposées par les normes). Bien entendu, le temps de chauffe ( $T_{ON}$ ) ne représente pas uniquement la phase de démarrage. Dans son application, le TRIAC est amené à fonctionner pendant quelques minutes. La **figure II.6** donne alors l'allure générale des températures de boîtier et de jonction d'un TRIAC au cours d'un cycle de puissance. Lors de la phase de chauffe, ces températures peuvent éventuellement être modélisées par l'association d'une montée et d'un palier à la température maximale. Ainsi, il

est intéressant d'étudier l'impact du profil de température (avec différentes durées de la montée et du palier) sur la fiabilité des TRIAC. Les résultats de ces investigations seront présentés dans le dernier chapitre de ce mémoire.

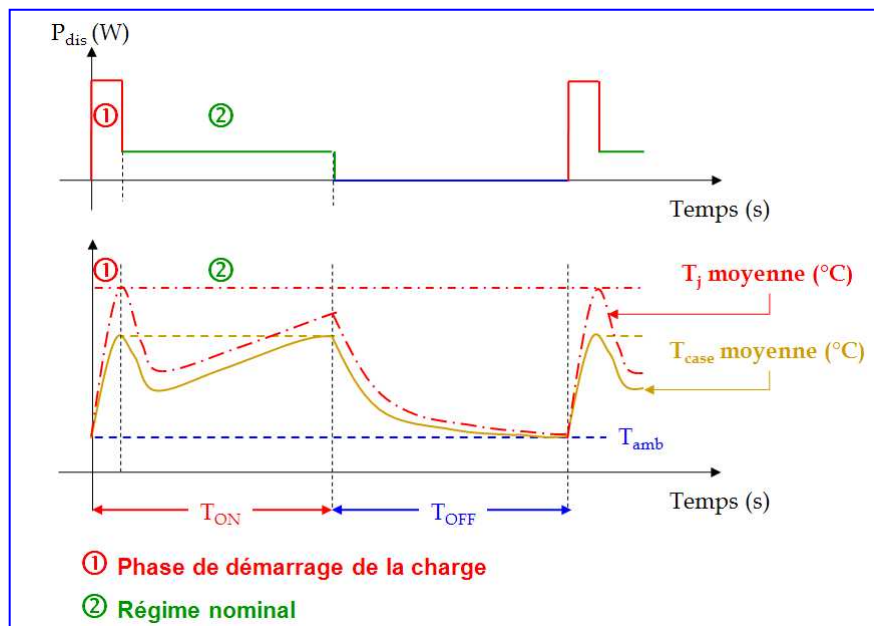


Figure II.6 : exemple de cycle de puissance lors d'un fonctionnement normal du TRIAC.

### II.3.3. Fonctionnement anormal

Différentes sources de défaut peuvent engendrer une élévation anormale de la température de fonctionnement du TRIAC. Une des premières causes est l'augmentation du courant circulant dans la charge, par exemple suite à une dégradation de ses enroulements. Cette élévation du courant, dont les valeurs peuvent être supérieures au courant nominal spécifié, peut entraîner la dégradation graduelle voire la destruction du TRIAC.

Dans ce paragraphe, nous allons détailler une autre cause d'élévation anormale de la température pour le cas particulier de l'aspirateur. Dans ce type d'application, le cas le plus défavorable, entraînant des contraintes thermiques importantes, est celui lorsque le tube de l'appareil est bouché. Lorsque l'aspiration est bloquée, la ventilation du radiateur n'est plus assurée. Rappelons que l'impédance thermique de ce dernier est inversement proportionnelle au coefficient d'échange convectif ( $h$ ) du fluide qui le parcourt (ici, l'air) [55]. Or, ce coefficient «  $h$  » est proportionnel à la racine carrée de la vitesse du fluide. Lorsque la ventilation est obstruée (blocage du tube de l'aspirateur), le coefficient d'échange convectif tend vers zéro. Ainsi, l'impédance thermique du radiateur augmente, ce qui entraîne une augmentation de la température de jonction du TRIAC.

La **figure II.7** donne le schéma électrique de principe de l'application (aspirateur de puissance nominale égale à 1800 W). Le réglage de l'aspiration est réalisé grâce à la variation de vitesse d'un moteur universel. Le TRIAC (référence du composant : T1635H-6I) est directement connecté à un organe de contrôle, par exemple un microcontrôleur (MCU, en

anglais « Micro Controller Unit »). Il ne requiert alors aucun « buffer », si deux ou trois pattes de sortie du MCU sont utilisées en parallèle pour extraire du courant de la gâchette.

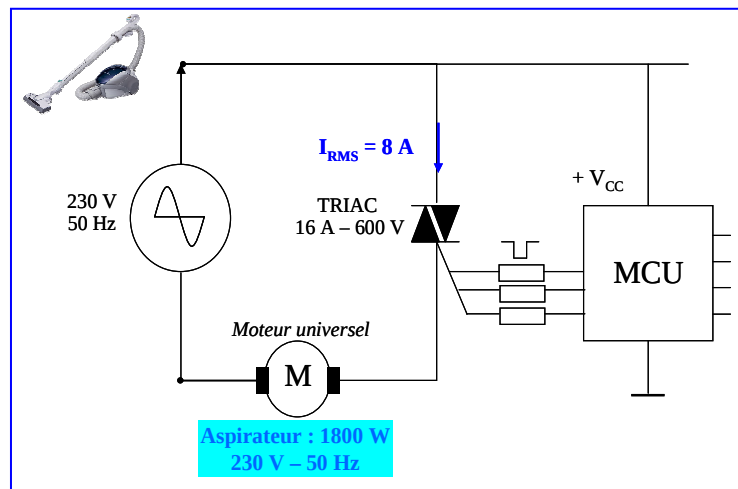


Figure II.7 : exemple de circuit de commande d'un moteur universel dans un aspirateur.

Avant de bloquer l'aspiration, le moteur est en fonctionnement en pleine-onde. L'intensité du courant efficace ( $I_{RMS}$ ) circulant dans le TRIAC est environ égale à 8 A. La puissance dissipée par le composant est aux alentours de 7,2 W. La température initiale à l'intérieur de l'aspirateur est évaluée à 68 °C. La **Figure II.8** illustre l'élévation de la  $T_j$  du TRIAC, lorsque le tube de l'appareil est bouché. La valeur moyenne « glissante » par demi-alternance de la température de jonction du TRIAC atteint en quelques secondes un maximum évalué à 180 °C. À cet instant, un dispositif de protection thermique (bilame) viendra protéger le moteur en ouvrant le circuit. La  $T_j$  du TRIAC diminue alors progressivement pour atteindre à nouveau sa température initiale (ici, 68 °C).

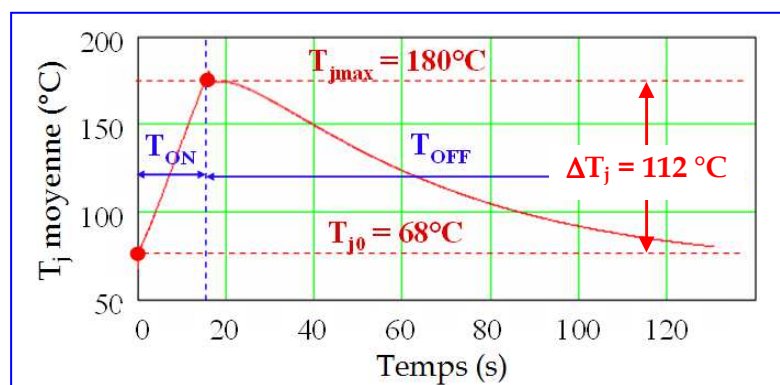


Figure II.8 : évolution de la  $T_j$  lorsque le tube d'un aspirateur 1800 W est bouché (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT}$  = 35 mA,  $T_{j(max)}$  = 150 °C, boîtier TO-220 isolé).

Par rapport aux courants d'appel lors du démarrage du moteur, nous constatons que ce mode accidentel de fonctionnement du TRIAC est très contraignant. L'excursion de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) est dans ce cas élevée (112 °C). Cette valeur est proche de celle imposée par les normes (e.g. 125 °C dans le document AEC-Q101). Toutefois, dans ce cas d'application, la température de jonction maximale atteinte, évaluée à 180 °C, est bien supérieure aux 150 °C spécifiés par le fabricant. Ce mode « anormal » de fonctionnement du

TRIAC est donc plus sévère que les profils de température imposés par les recueils de fiabilité. Ces derniers précisent en effet que la  $T_j$  du composant sous test ne doit pas dépasser la  $T_{j(max)}$ .

Le « tube bouché » de l'aspirateur est un fonctionnement du composant, certes accidentel, mais tout de même existant. La connaissance de la durée de vie du produit dans ce cas de figure est un enjeu important pour le constructeur de l'aspirateur. Dans le dernier chapitre de ce mémoire, nous donnerons des informations quant au taux de défaillance des TRIAC soumis à des essais de fiabilité avec ce type de profil.

### **II.3.4. Conclusion**

Ce paragraphe a permis de lister les applications électrodomestiques usuelles où les TRIAC subissent des contraintes thermiques importantes. Nous avons en particulier caractérisé la durée, ainsi que l'amplitude de ces contraintes.

Nous avons vu que les excursions de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) peuvent être du même ordre de grandeur que celles imposées par les normes de cyclage de puissance (jusqu'à une centaine de degrés Celsius). Dans le **chapitre 4** de ce mémoire, nous allons étudier l'influence du  $\Delta T$  sur la durée de vie moyenne des TRIAC. L'objectif sera de confirmer que ce paramètre est un facteur majeur accélérant la dégradation des composants.

En revanche, nous avons vu que la dynamique du profil de température peut être différente entre un cas d'application et un essai normalisé. En fonctionnement « normal », les applications nous ont permis de mettre en exergue que la durée de chauffe ( $T_{ON}$ ) du TRIAC peut éventuellement être décomposée en la somme d'une montée en température très rapide (jusqu'à quelques secondes) et d'un palier à la température maximale (dont la durée peut atteindre quelques minutes). Dans les normes de cyclage de puissance, le temps «  $T_{ON}$  » correspond uniquement au temps de montée à la température maximale. Dans le dernier chapitre de cette thèse, nous allons étudier l'influence de la durée «  $T_{ON}$  » sur la durée de vie des TRIAC. Ce travail aura pour originalité de vérifier si la dynamique du profil de température peut également être un facteur responsable de la défaillance des composants.

## **II.4. Impact de la température sur les paramètres du TRIAC**

### **II.4.1. Avant-propos**

Le paragraphe précédent a permis de définir des profils thermiques typiques subis par les TRIAC au cours de leur fonctionnement. Un des enjeux majeurs de ce travail de recherche est de reproduire ces types de contrainte, afin d'évaluer la durée de vie des composants dans des conditions réelles, c'est-à-dire liées à leurs applications courantes.

Avant de reproduire des profils thermiques applicatifs pour obtenir des informations quantitatives sur le taux de défaillance des TRIAC, il est nécessaire d'étudier leur

comportement intrinsèque vis-à-vis de la température. L'enjeu de cette étude est de connaître l'impact d'un fonctionnement à température élevée (proche ou au-delà de la température de jonction maximale autorisée) afin d'appréhender les éventuels problèmes qui pourront être engendrés sur le comportement du TRIAC. Nous souhaitons en particulier évaluer le niveau de température pour lequel le composant sous test peut perdre certaines fonctionnalités voire même se dégrader. Cette étude nous servira bien entendu à définir correctement les conditions de réalisation de nos essais expérimentaux. Elle nous permettra d'éviter par exemple d'engendrer d'autres sources de dégradation, notamment si l'on augmente les niveaux de température pour accélérer les tests.

D'une manière générale, ce paragraphe apportera aussi un éclairage sur les risques de dégradation propres à un fonctionnement à haute température, et non pas seulement liés à la fatigue thermomécanique du composant.

Dans cette partie, nous allons donc nous intéresser à l'influence de la température sur les paramètres électriques du TRIAC. Ce travail sera mené sur un TRIAC « haute température » de calibre 16 A, 600 V, encapsulé dans un boîtier TO-220 isolé (référence du composant : T1635H-6I). Nous étudierons respectivement l'état bloqué, l'amorçage, l'état passant et le blocage du composant. Cette analyse sera menée pour des températures de jonction qui peuvent être supérieures à la valeur ( $T_{j(max)}$ ) précisée par le constructeur (150 °C pour les TRIAC « haute température »), afin de répondre aux cas d'application précédemment listés. Il est important de noter que la limite d'utilisation en température correspond à la limite pour laquelle les paramètres électriques des TRIAC sont toujours garantis. Il ne s'agit pas d'une limite destructive.

## **II.4.2. État bloqué**

### **II.4.2.1. Tenue en tension et retournement dynamique**

Le TRIAC est un composant symétrique. Les tensions spécifiées en direct ( $V_{DRM}$ ) et en inverse ( $V_{RRM}$ ) sont égales, bien qu'elles peuvent être légèrement différentes en réalité. Ces tensions sont comprises entre 400 V et 1200 V pour les applications courantes. À la tension de blocage spécifiée, les courants de fuite  $I_{DRM}$  et  $I_{RRM}$  traversant le composant sont garantis pour la valeur maximale de la température de jonction, soit 125 °C ou 150 °C.

Lorsque la tension aux bornes du TRIAC augmente, le courant de fuite augmente sensiblement une fois la tension d'avalanche ( $V_{BR}$ ) atteinte (en anglais, « Breakdown voltage »). La tension est alors écrêtée et son niveau maximum est atteint lorsque ce courant de fuite est proche du courant de retournement ( $I_{BO}$ , « Break-over current »). La tension atteinte à ce point est appelée tension de retournement ( $V_{BO}$ ). Il s'agit de la tension maximale aux bornes du composant avant son amorçage. La mise en conduction est initiée dans la zone où le champ électrique est maximal, soit à la courbure des jonctions. L'amorçage étant localisé, il entraîne une forte densité de courant à travers une surface réduite et cela peut engendrer une dégradation du composant. Toutefois, ce cas de défaillance est assez rare et ne représente qu'environ 15 ppm, d'après les taux de retour enregistrés par STMicroelectronics.

La **figure II.9** illustre l'évolution de la tension de retournement ( $V_{BO}$ ) d'un TRIAC T1635H-6I en fonction de la température de jonction. Pour effectuer les mesures, nous avons plongé le TRIAC dans un bain d'huile thermostaté. Les niveaux de tension ont été appliqués en DC. À partir de la **figure II.9**, plus la température de jonction est élevée, plus le point de retournement est atteint pour une tension faible (i.e. 400 V à 195 °C au lieu de 1200 V à 125 °C). Ce comportement est principalement dû à l'augmentation du courant de fuite en fonction de la température. Cela va faciliter un point d'amorçage du TRIAC à des niveaux de tension inférieurs à la tension réelle d'avalanche qui elle augmente avec la température [7].

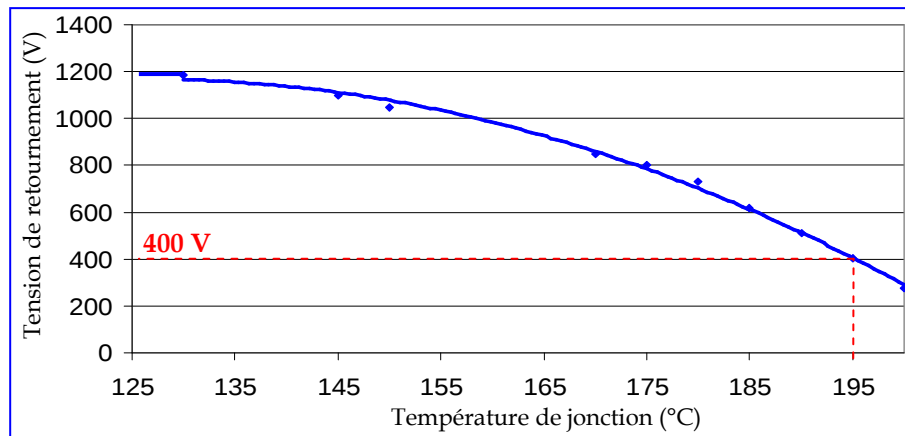


Figure II.9 : évolution de la tension de retournement en fonction de la  $T_j$  (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Ce phénomène peut directement impacter les essais de cyclage de puissance, lorsque la température de jonction du TRIAC est importante et si la tension est réappliquée aux bornes du composant à l'état bloqué. Les essais de cyclage thermique actif, décrits dans ce mémoire, sont menés sans tension réappliquée lorsque le composant n'est plus alimenté. Il n'y a donc aucun risque d'amorçage inattendu du TRIAC par retournement.

#### II.4.2.2. Emballement thermique

À l'état bloqué, le TRIAC ne présente pas à ses bornes une impédance infinie. Il est alors parcouru par un faible courant résiduel appelé courant de fuite. Les courants de fuite en modes direct ( $I_{DRM}$ ) et inverse ( $I_{RRM}$ ) sont généralement spécifiés par le constructeur.

Le courant de fuite est essentiellement généré par les porteurs minoritaires, à cause de l'agitation thermique. On parle communément « d'ionisation thermique du silicium ». Rappelons que pour une jonction P-N polarisée en inverse, le courant de fuite (ou courant de saturation) est donné dans l'équation (II.4). Ce courant de saturation ( $I_s$ ) est particulièrement sensible à la température [56].

$$I_s(T) = A \cdot T^m \cdot \exp\left(\frac{-E_g}{2 \cdot k \cdot T}\right) \quad (\text{II.4})$$

- A : constante.
- m = 1,5 pour le silicium.
- $E_g$  : bande interdite (eV). Pour le silicium : 1,12 eV.
- k : constante de Boltzmann ( $1,38 \cdot 10^{-23}$  J.K<sup>-1</sup>).

La relation (II.5) donne, pour le TRIAC, l'expression du courant de fuite (e.g. en mode direct) en fonction de la température de jonction ( $T_j$ ). Dans cette expression,  $I_{DRM@T_j(max)}$  est le courant de fuite pour la température de jonction maximale (ici,  $T_{j(max)}$  vaut 150 °C) et pour une tension (e.g.  $V_{DRM}$ ) donnée. Le coefficient « C » est évalué empiriquement. Pour les TRIAC, il est environ égal à 0,055 °C<sup>-1</sup>.

$$I_{DRM}(T_j) = I_{DRM@T_j(max)} \times \exp(C \cdot (T_j - T_{j(max)})) \quad (II.5)$$

- $I_{DRM@T_j(max)}$  : courant de fuite (A) à la  $T_{j(max)}$ .
- $T_{j(max)}$  : température de jonction maximale spécifiée par le constructeur
- $C = 0,055$  °C<sup>-1</sup> (empirique).

La **figure II.10** illustre, pour un TRIAC « haute température » de calibre 16 A, l'évolution du courant de fuite (échelle logarithmique) en modes direct ( $I_{DRM}$ ) ou inverse ( $I_{RRM}$ ) en fonction de la température de jonction ( $T_j$ ) et de la tenue en tension ( $V_{DRM}$  ou  $V_{RRM}$ ). Quelle que soit la tension donnée, nous observons que le courant de fuite augmente d'environ 12 µA par degré (e.g. pour une tension de 400 V, le courant de fuite à 50 °C vaut environ 1 µA alors qu'à 150 °C, il est approximativement égal à 1,2 mA). Le graphique de la **figure II.10** montre également que lorsque la tenue en tension triple (de 200 V à 600 V), le courant de fuite est multiplié en moyenne par 2,5 (e.g. à 100 °C, 20 µA pour une tenue en tension de 200 V par rapport à 50 µA à 600 V), sur la gamme de température mesurée (de 50 °C à 150 °C).

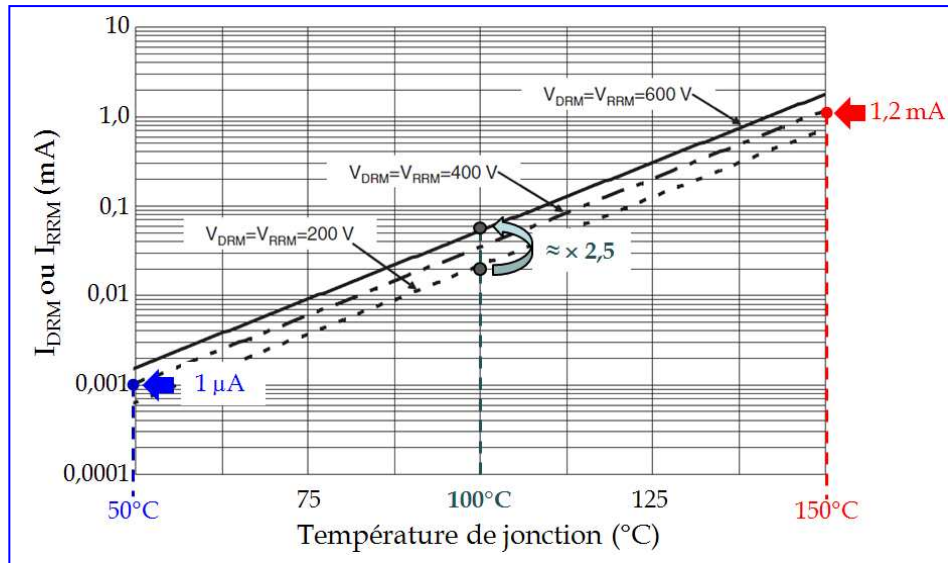


Figure II.10 : évolution des courants de fuite en fonction de la  $T_j$  et de la tenue en tension (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Lorsque le TRIAC est ouvert, des pertes ( $P_{OFF}$ ) sont générées. Elles sont directement liées aux courants de fuite (cf. Équation (II.6)).

$$P_{OFF}(T_j) = \frac{2 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot V_{peak} \cdot I_{DRM}(T_j) \quad (II.6)$$

- $V_{peak}$  : valeur crête de la tension issue du réseau alternatif (V).

Ces pertes sont responsables d'une élévation de la  $T_j$  et donc d'une nouvelle élévation des courants de fuite et des pertes associées. Une réaction en chaîne peut alors apparaître

(cf. **Figure II.11**). L’emballement thermique du composant est un phénomène à étudier, en particulier lorsqu’aucun point d’équilibre ne peut être atteint [57], [58], [59].

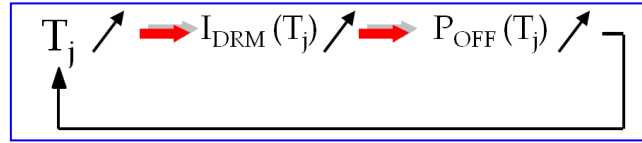


Figure II.11 : réaction en chaîne positive à l’origine de l’emballement thermique.

La relation **(II.6)** met également en évidence que les pertes dans le TRIAC à l’état bloqué ( $P_{OFF}$ ) augmentent lorsque la température croît (car les courants de fuite augmentent). Dans cette expression, on considère uniquement la puissance moyenne dissipée au cours d’une période, pour une tension sinusoïdale appliquée [57], [59]. Pour un TRIAC T1635H-6I et pour une tension alternative de 400 V crête, cette puissance dissipée représente environ 360  $\mu$ W à 50 °C. À 150 °C, les pertes à l’état bloqué sont de l’ordre de 430 mW, soit plus de mille fois plus ! Cette expression de la puissance dissipée permet ainsi de calculer l’élévation moyenne de la  $T_j$  à l’état bloqué.

En utilisant l’expression de la « loi d’Ohm thermique » (cf. Équation **(II.7)**), on peut établir l’expression de la puissance dissipée ( $P_d$ ) par le TRIAC (aussi bien à l’état passant que lorsqu’il est bloqué) en fonction de la  $T_j$  atteinte en régime permanent, de la température ambiante ( $T_a$ ) et de la résistance thermique entre la jonction et l’air ambiant ( $R_{th(j-a)}$ ).

$$P_d(T_j) = \frac{T_j - T_a}{R_{th(j-a)}} \quad (\text{II.7})$$

Lorsque le TRIAC est bloqué, l’équilibre thermique correspond au(x) point(s) d’intersection des deux courbes représentatives des relations **(II.6)** et **(II.7)**. Trois cas sont alors à considérer : deux points d’équilibre, un seul et aucun point. Par soucis de concision, nous détaillerons uniquement le premier cas. Les autres peuvent être facilement déduits en utilisant la démarche décrite ci-dessous. Ces deux derniers cas sont bien explicités dans la publication de *Mercier et al.* [59].

La **figure II.12** illustre le premier cas où nous considérons deux points d’équilibre. Lorsque le TRIAC a dissipé une puissance ( $P_{ON}$ ) à l’état passant, sa température de jonction atteint une certaine valeur en régime permanent. Quand le composant est bloqué, nous évaluons le risque d’emballement thermique à partir de cette valeur de la  $T_j$ .

Dans l’exemple de la **figure II.12**, on note «  $T_{j,1}$  » la température de jonction du TRIAC suite à la dissipation à l’état passant d’une puissance «  $P_{ON,1}$  ». À ce point «  $T_{j,1}$  », les pertes à l’état bloqué ( $P_{OFF}(T_{j,1})$ ) sont inférieures à  $P_{ON,1}$ . Le composant ne subit aucun échauffement supplémentaire. Il n’y a alors pas de risque d’emballement thermique.

On considère maintenant la température de jonction «  $T_{j,2}$  » atteinte pour une puissance à l’état passant «  $P_{ON,2}$  ». Dans ce cas, les pertes à l’état bloqué ( $P_{OFF}(T_{j,2})$ ) sont supérieures à  $P_{ON,2}$ . Par conséquent, le TRIAC subit un échauffement. Sa température de jonction et ses

perdes vont donc augmenter de part l'augmentation des courants de fuite. Toutefois, au point «  $T_{j,2}$  », la vitesse instantanée de variation de la puissance dissipée à l'état bloqué ( $dP_{OFF}/dT_j$ ) est inférieure à la pente ( $1/R_{th(j-a)}$ ) de la droite représentative de la relation (II.7). Les deux courbes ( $P_{OFF}(T_j)$  et  $P_d(T_j)$ ) convergent rapidement vers le point d'équilibre «  $T_{j,stable}$  ». Il n'y a donc aucun risque d'emballement thermique du TRIAC.

Enfin, supposons la température «  $T_{j,3}$  » atteinte lorsque le TRIAC dissipe à l'état passant une puissance «  $P_{ON,3}$  ». À ce point «  $T_{j,3}$  », les pertes à l'état bloqué sont supérieures à  $P_{ON,3}$ . De plus, le paramètre  $dP_{OFF}/dT_j$  est très supérieur à ce que le TRIAC est en mesure de dissiper ( $1/R_{th(j-a)}$ ). Dans ce cas, il n'y a plus de point de convergence. Le TRIAC va nécessairement s'emballer.

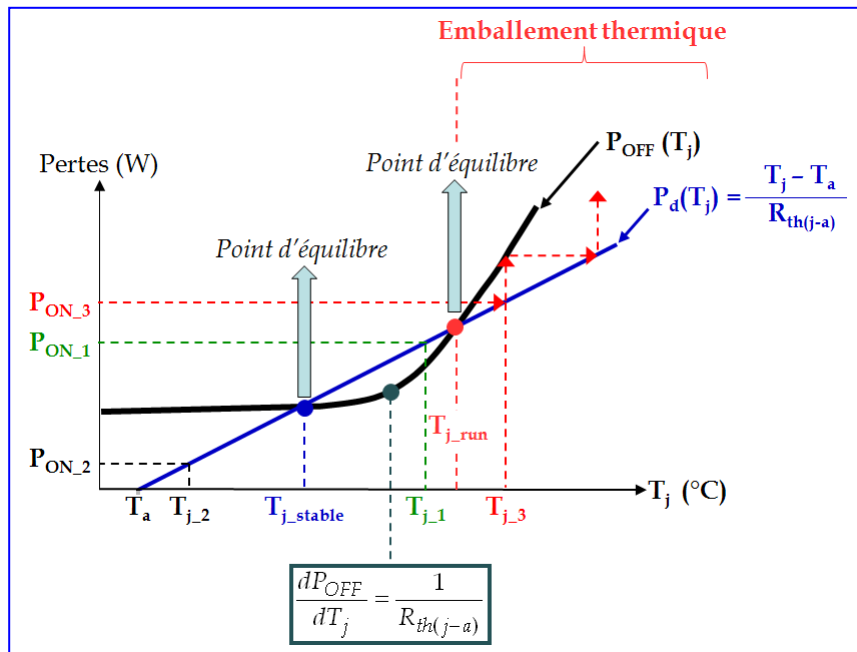


Figure II.12 : pertes à l'état bloqué en fonction de la  $T_j$  (deux points d'équilibre).

Suite à cette étude, la relation (II.8) permet de définir la condition qui entraîne l'emballement thermique du TRIAC. Lorsque les pertes à l'état bloqué ( $P_{OFF}$ ) sont supérieures à la puissance dissipée par le composant à l'état passant ( $P_{ON}$ ), il faut évaluer la vitesse instantanée de variation des pertes à l'état bloqué ( $dP_{OFF}/dT_j$ ). Quand cette dernière est supérieure à ce que le TRIAC est en mesure de dissiper ( $1/R_{th(j-a)}$ ), le composant va nécessairement s'emballer car il n'y aura plus de point de convergence.

$$P_{OFF}(T_j) > P_{ON}(T_j) \text{ et } \frac{dP_{OFF}}{dT_j} > \frac{1}{R_{th(j-a)}} \quad (\text{II.8})$$

Il est alors intéressant de déterminer dans quelles conditions l'emballement thermique peut se produire. Pour que les courbes représentatives des relations (II.6) et (II.7) aient un point d'intersection à une température la plus élevée possible, il faut nécessairement diminuer au maximum la pente de la droite représentative de l'équation (II.7). Le pire cas d'application correspond à celui d'un TRIAC sans dissipateur thermique adjoint. Pour le composant T1635H-6L, le point d'intersection a lieu au-delà de la température à laquelle la

dérivée  $dP_{OFF}/dT_j$  est supérieure à  $1/R_{th(j-a)}$ , soit lorsque la température ambiante est poussée jusqu'à 145 °C.

Au cours des essais de fiabilité, nous ne serons pas confrontés au phénomène d'emballement thermique car ces derniers seront menés sans tension appliquée aux bornes du composant à l'état bloqué. De plus, l'emballement thermique conduit au retournement dynamique du TRIAC, ce qui n'est pas critique comme nous l'avons dit précédemment. Toutefois, le composant n'est plus contrôlable. Il est à noter que pour les diodes, l'emballement thermique entraîne le plus souvent leur destruction. Le composant va en effet chauffer jusqu'à la fusion du silicium, sans pouvoir s'amorcer par retournement comme c'est le cas pour les TRIAC. Notons également que l'emballement thermique est très peu susceptible de se produire dans une application réelle. En effet, nous avons démontré, par un exemple pour un produit 16 A, qu'un tel fonctionnement apparaît seulement si le composant est utilisé sans radiateur (ce qui est rarement le cas pour un tel calibre en courant) et de plus, pour une température ambiante égale à 145 °C (les températures ambiantes maximales sont de l'ordre de 100 °C dans l'électroménager).

#### II.4.2.3. Immunité aux variations rapides de tension

La présence d'une rampe de tension aux bornes d'un TRIAC, lorsque celui-ci est bloqué, peut entraîner sa mise en conduction si le taux de croissance de cette tension est supérieur à une valeur critique ( $dV/dt$  statique). En effet, dans ce cas, la tension à ses bornes est supportée par les jonctions internes entre l'électrode A2 (ou anode) et l'électrode A1 (ou cathode). Or, toute jonction polarisée en inverse présente une capacité dite de jonction. Ainsi, un courant parasite capacitif peut parcourir la surface active du TRIAC et entraîner sa mise en conduction.

Le paramètre «  $dV/dt$  statique » dépend de la température de jonction. La **Figure II.13** illustre l'évolution de ce paramètre pour un TRIAC T1635H-6I.

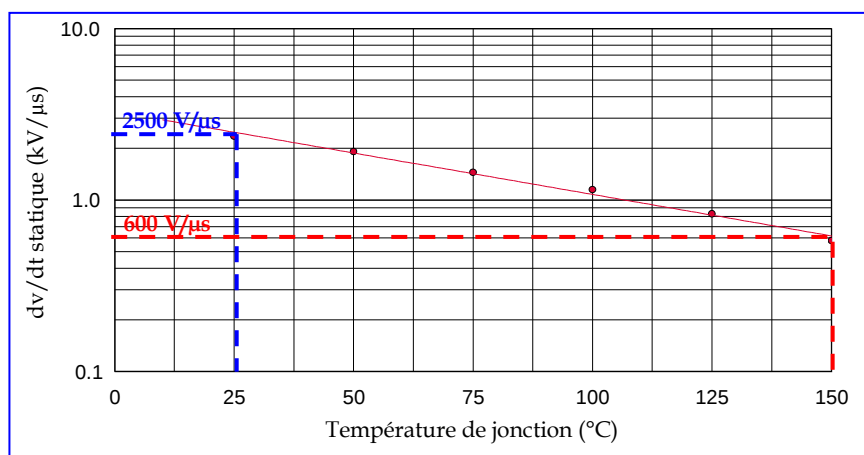


Figure II.13 : évolution du  $dV/dt$  statique en fonction de la  $T_j$   
(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Plus la température augmente, moins la tenue du composant en  $dV/dt$  statique est importante (par exemple, dans notre cas, 2500 V/μs à 25 °C contre 600 V/μs à 150 °C), donc

plus le composant a un risque de s'amorcer, en cas d'application d'un front de tension raide. Ce mode de fonctionnement ne conduit pas à la dégradation du TRIAC tant que le courant appliqué reste en deçà des limites autorisées.

### II.4.3. Amorçage

#### II.4.3.1. Courants d'amorçage

Le passage de l'état bloqué à l'état passant se fait en appliquant un courant sur la gâchette du TRIAC. Comme nous l'avons vu dans le premier chapitre, le fabricant spécifie un paramètre appelé  $I_{GT}$  (« Gate Triggering current »). L' $I_{GT}$  représente la valeur minimale du courant de gâchette pour garantir l'amorçage du TRIAC. En pratique, il est recommandé que le courant, appliqué entre la gâchette et la cathode, soit supérieur à l' $I_{GT}$  (typiquement deux fois la valeur spécifiée) pour amorcer le composant, quelles que soient les variations environnementales (température, tension d'alimentation).

Le paramètre  $I_{GT}$  est communément spécifié pour une température de jonction égale à 25 °C (température ambiante). Mais sa variation en fonction de la température est aussi indiquée dans les spécifications des composants. Ainsi, lorsque la température augmente, le composant devient plus sensible, c'est-à-dire qu'il faudra lui fournir moins de courant sur sa gâchette pour l'amorcer. Rappelons que le fonctionnement électrique d'un TRIAC est équivalent à une association de transistors bipolaires. Le courant de gâchette est lié au gain de chaque transistor. Or, ce gain augmente lorsque la température croît. Ainsi, plus la température augmente, moins il faudra fournir de courant sur la gâchette pour amorcer le TRIAC.

La **figure II.14** donne l'évolution de l' $I_{GT}$  en fonction de la  $T_j$ , pour un TRIAC T1635H-6I. Lorsque la température augmente de 25 °C à 150 °C, l' $I_{GT}$  diminue d'environ 60 % (35 mA à 25 °C par rapport à 14 mA à 150 °C).

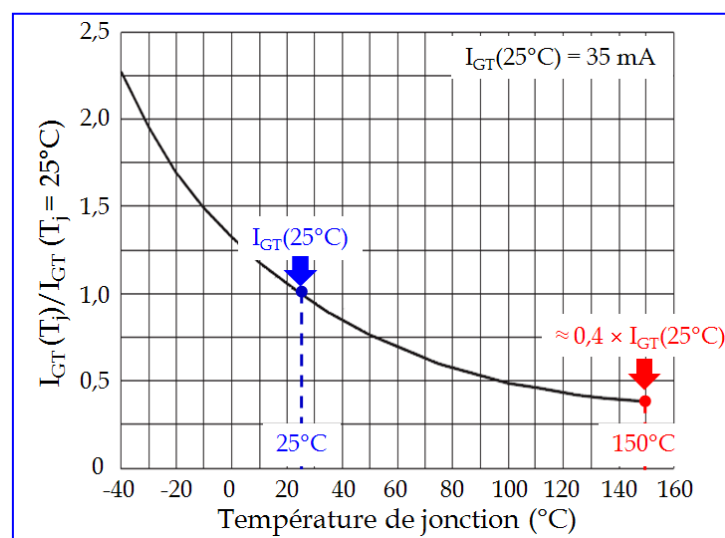


Figure II.14 : sensibilité du TRIAC en fonction de la  $T_j$   
(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35\text{ mA}$ ,  $T_{j(\text{max})} = 150\text{ }^\circ\text{C}$ , boîtier TO-220 isolé).

Ce phénomène explique aussi la réduction de l'immunité en tension des TRIAC, présentée dans le paragraphe précédent, lorsque la température augmente. Cette diminution de  $I_{GT}$  n'est pas un problème pour l'utilisateur puisqu'un courant inférieur sera nécessaire pour amorcer le composant. En fait, pour une application donnée, il faudra tenir compte de la température ambiante minimale de fonctionnement pour dimensionner le circuit de gâchette.

#### II.4.3.2. Courants d'accrochage et de maintien

Le fabricant définit deux autres courants pour assurer la continuité de l'amorçage du TRIAC : le courant d'accrochage et le courant de maintien.

Lorsque l'impulsion de gâchette est terminée, la conduction du TRIAC est maintenue uniquement si son courant principal ( $I_T$ ) excède une valeur minimale (cf. **Figure II.15**), appelée « courant d'accrochage » et notée  $I_L$  (en anglais, « Latching current »). La durée ( $t_p$ ) de l'impulsion du courant de gâchette est alors choisie en fonction de la valeur de ce courant d'accrochage et du courant circulant dans la charge. Lorsque le courant de charge est faible (valeur crête inférieure au courant de maintien), il peut s'avérer nécessaire de commander le composant par un signal de gâchette continu afin de maintenir la structure en conduction.

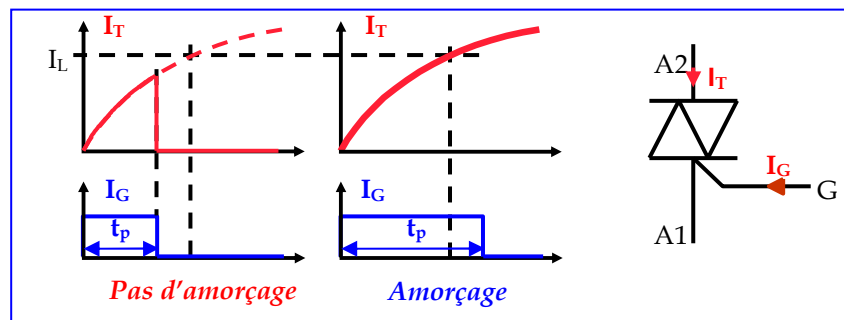


Figure II.15 : illustration de la notion de courant d'accrochage d'un TRIAC.

Le courant de maintien, noté  $I_H$  (en anglais, « Holding current »), est défini par la valeur minimale du courant permettant de maintenir le TRIAC dans son état passant, lorsque son courant décroît, après avoir franchi le seuil du  $I_L$  (cf. **Figure II.16**).

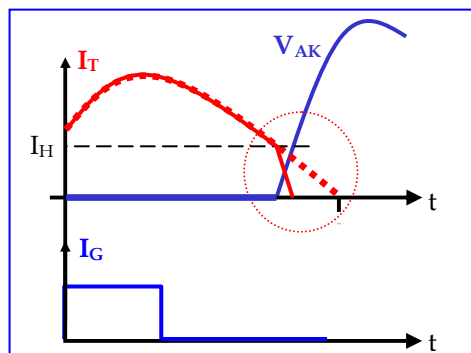


Figure II.16 : illustration de la notion de courant de maintien d'un TRIAC.

Tout comme le courant  $I_{GT}$ , les paramètres  $I_L$  et  $I_H$  sont spécifiés pour une température de jonction égale à 25 °C (température ambiante). Leur valeur diminue aussi lorsque la température augmente (cf. **Figure II.17**), pour les mêmes raisons que celles évoquées précédemment (gain en courant de chaque transistor augmente quand la température croît).

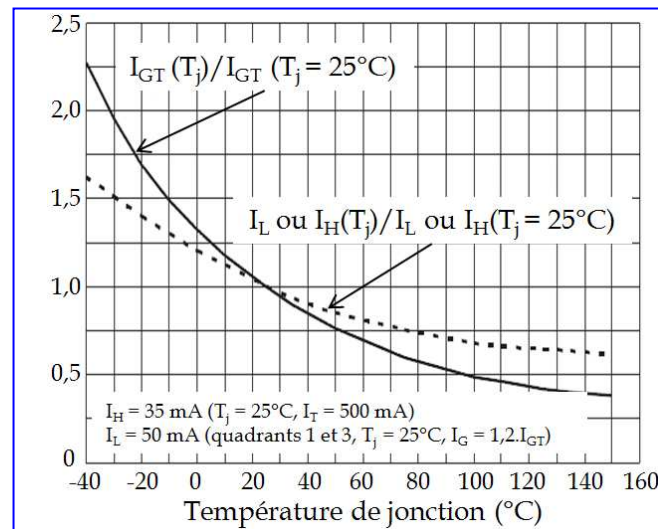


Figure II.17 :  $I_L$  et  $I_H$  en fonction de la  $T_j$   
(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35 \text{ mA}$ ,  $T_{j(\text{max})} = 150^\circ\text{C}$ , boîtier TO-220 isolé).

#### II.4.3.3. Taux de croissance du courant

Lorsqu'une commande est appliquée sur la gâchette du TRIAC, toute la surface de la puce ne s'amorce pas instantanément. La zone de conduction s'étend progressivement (avec une vitesse d'environ  $50 \mu\text{m}/\mu\text{s}$ ) de la jonction entre la gâchette et l'électrode A1 (ou cathode) vers toute la surface sous la cathode. On comprend alors aisément qu'il est primordial de limiter le taux de croissance du courant, appelé  $(di/dt)_{ON}$ , tant que toute la surface active n'est pas conductrice. En d'autres termes, un  $(di/dt)_{ON}$  trop élevé engendre une densité de courant localisée trop importante qui entraîne un échauffement localisé de la structure. Stéphane Forster a notamment montré, lors de sa thèse [1], que des fortes valeurs répétées du  $(di/dt)_{ON}$  peuvent conduire à la destruction du TRIAC, suite à la formation de points chauds dans le silicium. Le **tableau II.6** donne à titre illustratif la durée de vie moyennes des TRIAC en fonction du  $(di/dt)_{ON}$ . Les essais ont été menés, dans le quadrant 2 ( $V_{AK} > 0$ ,  $I_G < 0$ ), sur des composants de calibre 1 A, 600 V, encapsulés dans un boîtier TO-92 (référence du composant : Z0103MA). Un taux de croissance du courant, par exemple de l'ordre de  $130 \text{ A}/\mu\text{s}$ , mène à la destruction du TRIAC en moyenne au bout de dix cycles.

| Conditions de test                                                                                             | Durée de vie moyenne (cycles) |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------|
| $V_{AK} = 300 \text{ V}$ , $(di/dt)_{ON} = 80 \text{ A}/\mu\text{s}$ , $I_{AK(\text{crête})} = 7 \text{ A}$    | 8,5 millions                  |
| $V_{AK} = 300 \text{ V}$ , $(di/dt)_{ON} = 94 \text{ A}/\mu\text{s}$ , $I_{AK(\text{crête})} = 8,5 \text{ A}$  | 300 000                       |
| $V_{AK} = 300 \text{ V}$ , $(di/dt)_{ON} = 110 \text{ A}/\mu\text{s}$ , $I_{AK(\text{crête})} = 9,5 \text{ A}$ | 26 000                        |
| $V_{AK} = 300 \text{ V}$ , $(di/dt)_{ON} = 130 \text{ A}/\mu\text{s}$ , $I_{AK(\text{crête})} = 11 \text{ A}$  | 10                            |

Tableau II.6 : exemple de tenue au  $(di/dt)_{ON}$  des TRIAC Z0103MA [1].

Pour conclure sur ce point, le taux de croissance du courant doit être limité à la valeur spécifiée par le constructeur, pour éviter tout gradient de température localisé au niveau de la puce. Pour les TRIAC « haute température » 16 A, 600 V, le  $(dI/dt)_{ON}$  doit être égal au maximum à 50 A/ $\mu$ s. Cette valeur est donnée pour une température de jonction de 150 °C (le pire cas) et à une fréquence de 120 Hz. Il est important de préciser qu'il y a actuellement peu voire pas d'information sur la tenue au  $(dI/dt)_{ON}$  des TRIAC en fonction de la température. On pourrait toutefois imaginer que lorsque la température augmente, la tenue au  $(dI/dt)_{ON}$  des TRIAC diminue. Rappelons qu'à température élevée, la mobilité des porteurs est réduite [60]. À l'amorçage du composant, ces porteurs resteraient plus longtemps concentrés autour d'une zone dans le silicium (autour de la gâchette). Cela provoquerait alors une diminution du  $(dI/dt)_{ON}$ . La défaillance du TRIAC apparaîtrait donc plus rapidement à température élevée. Cette hypothèse doit toutefois être vérifiée. Cet axe de travail pourrait éventuellement être traité lors d'une thèse.

#### II.4.4. Surcharges en courant à l'état passant

Le TRIAC est un composant particulièrement robuste vis-à-vis des surcharges en courant. Les sources de sur-courant dans les applications sont par exemple le court-circuit accidentel de la charge ou encore les courants d'appel de moteurs ou d'éléments résistifs (exemple des lampes halogènes toujours en vente car hors du scope de la directive EuP). La dégradation du composant est engendrée par une densité de courant très importante, entraînant une élévation de la température de jonction bien au-delà de sa valeur maximale. Une fusion de la structure (température de fusion du silicium aux alentours de 1400 °C) se produit alors, détruisant instantanément le composant (cf. **Figure II.18**).

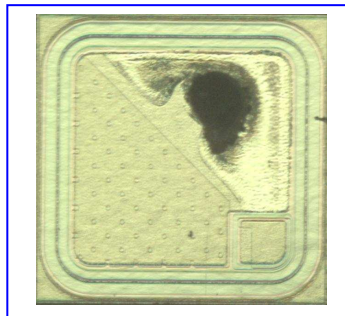


Figure II.18 : fusion de la zone active suite à une surcharge en courant (114 A crête, 10 ms).  
(TRIAC ACST10-7CFP : 10 A, 700 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 125$  °C, boîtier TO-220 « Full Pack »).

Le constructeur du TRIAC définit alors un courant de surcharge, noté  $I_{TSM}$ . La **figure II.19** illustre l'évolution de ce paramètre en fonction du temps, pour un TRIAC « haute température » 16 A, 600 V. Deux courbes sont spécifiées. La première donne l'évolution de l' $I_{TSM}$  dit « non répétitif », c'est-à-dire que la surcharge en courant est considérée comme accidentelle. La seconde spécifie un  $I_{TSM}$  dit « répétitif ». Il correspond à la surcharge en courant à ne pas dépasser pour que l'élévation de la température de jonction instantanée du TRIAC soit limitée à la  $T_{j(max)}$  (i.e. 150 °C dans ce cas).

L' $I_{TSM}$  non répétitif est spécifié pour une température de jonction initiale égale à 25 °C. Il s'agit d'une valeur à ne pas dépasser, sans risque de destruction du composant. Dans ce cas,

la température moyenne de la puce augmente au-delà de 270 °C. Le TRIAC perd alors son pouvoir de coupure. Le dispositif de protection (fusible) assurera ainsi l'ouverture du circuit.

Quant à l' $I_{TSM}$  répétitif, son évolution est donnée pour une température du boîtier ( $T_{case}$ ) égale à 110 °C. Cette courbe est intéressante à utiliser afin de dimensionner le TRIAC pour piloter des charges à courant d'appel au démarrage (e.g. moteurs, transformateurs, lampes à incandescence, ...). Dans la synthèse des cas d'application précédemment menée, nous avons vu lors du démarrage de moteurs, l'intensité maximale du courant efficace circulant dans le TRIAC est de 68,5 A pendant 350 ms. Dans ce cas, la  $T_j$  du composant dépasse transitoirement la  $T_{j(max)}$  spécifiée. Il serait alors intéressant d'étudier l'impact de cette forte température transitoire sur la durée de vie des TRIAC.

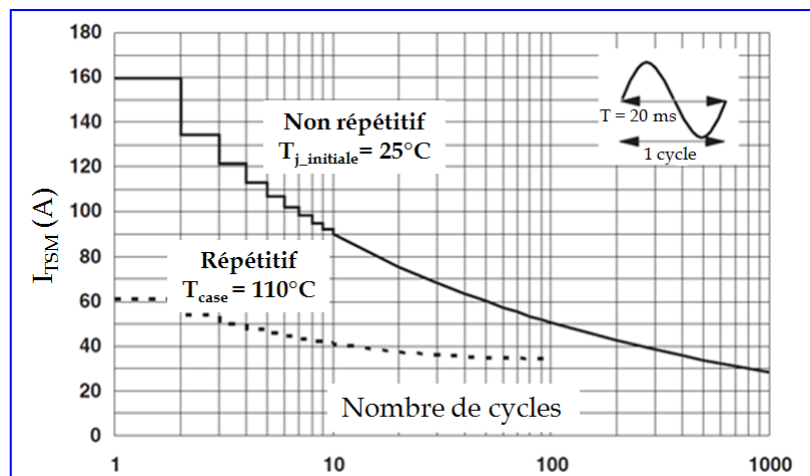


Figure II.19 : tenue aux surcharges de courant  
(TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Il a été démontré expérimentalement que la température de jonction initiale a très peu d'impact sur la tenue des TRIAC aux surcharges en courant non-répétitives. Les valeurs mesurées à 150 °C sont de l'ordre de 15 % inférieures à celles mesurées à 25 °C. Sachant que le point de fusion du silicium est atteint à environ 1400 °C, on comprend aisément que l'augmentation de 25 °C à 150 °C de la température initiale est négligeable pour y parvenir.

### II.4.5. Blocage

Après l'amorçage, le TRIAC a la particularité de conduire même si aucun signal de commande n'est appliqué sur sa gâchette. Pour bloquer le composant, il faut que le courant dans la charge soit inférieur au courant de maintien ( $I_H$ ), lorsque le courant de gâchette est nul. Pour le TRIAC, on parle alors de « blocage naturel » à la différence d'un blocage commandé par exemple pour un transistor bipolaire. Rappelons que pour ce dernier, l'interruption du signal de commande entraîne systématiquement son blocage.

Si la charge commandée n'est pas purement résistive, alors le déphasage du courant par rapport à la tension du réseau alternatif engendre une commutation à une valeur de la tension ( $V_R$ ) différente de zéro.

Dans certaines conditions, le TRIAC ne parvient pas à assurer cette commutation et se réarmore durant l'alternance suivante. Cela est dû à son taux de décroissance du courant ( $(dI/dt)_{OFF}$ ), à son taux de croissance de la tension ( $(dV/dt)_{OFF}$ ) et dans un second ordre, à la valeur de la tension appliquée à ses bornes.

Le  $(dV/dt)_{OFF}$  est notamment limité par la vitesse d'ouverture du composant et le circuit aux bornes du TRIAC. La quantité de porteurs stockée dans la structure à la commutation est directement liée au  $(dI/dt)_{OFF}$  avant l'ouverture imposée par la charge (cf. **Figure II.20**).

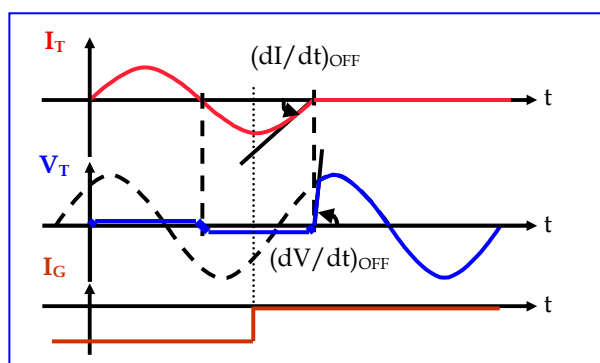


Figure II.20 : notions de  $(dV/dt)_{OFF}$  et  $(dI/dt)_{OFF}$ .

La tenue à la commutation du TRIAC n'est pas symétrique. Il est donc possible que le composant se réarme involontairement durant une alternance et assure l'ouverture du circuit à la fin de celle-ci.

Un circuit d'aide à la commutation, de type R-C, peut être rajouté en parallèle du TRIAC. Celui-ci permet uniquement de limiter le  $(dV/dt)_{OFF}$  au-dessous de la valeur spécifiée dans la documentation technique du composant. Il est important de préciser que la structure interne du TRIAC T1635H-6I (ou T1650H-6T), dite « Snubberless », confère au TRIAC une bonne tenue au  $(dV/dt)_{OFF}$ . Ainsi, il ne sera pas nécessaire de rajouter un circuit R-C pour adoucir la commutation au blocage du composant.

La **figure II.21** montre, pour un TRIAC « haute température » 16 A, 600 V, l'influence non négligeable de la  $T_j$  sur le  $(dI/dt)_c$ .

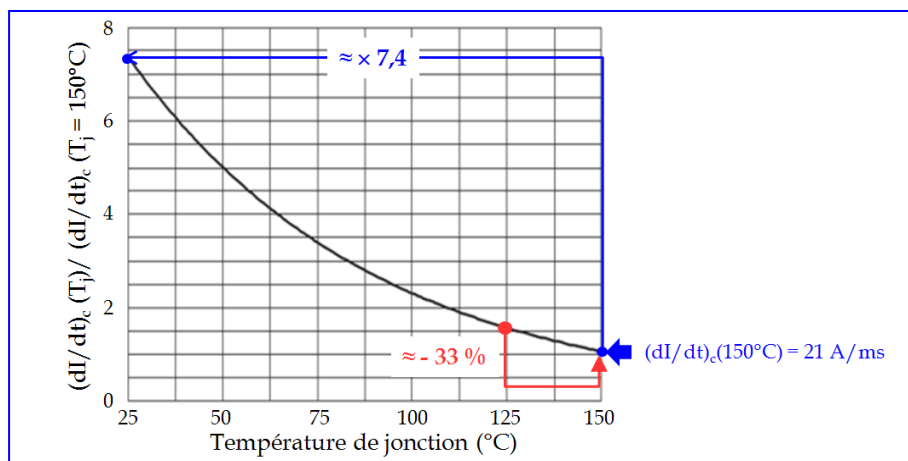


Figure II.21 :  $(dI/dt)_c$  en fonction de la température de jonction (TRIAC T1635H-6I : 16 A, 600 V,  $I_{GT} = 35$  mA,  $T_{j(max)} = 150$  °C, boîtier TO-220 isolé).

Plus la température est élevée, plus le pouvoir de coupure du composant est réduit. Par exemple, à 25 °C, le  $dI/dt$  critique, noté  $(dI/dt)_c$ , vaut environ 155 A/ms. À 150 °C, cette valeur est estimée à 21 A/ms, soit plus de sept fois moins qu'auparavant ! À la valeur de la  $T_{j(max)}$ , le composant T1635H-6I a un pouvoir de coupure de 21 A/ms. Cette valeur est donc amplement satisfaisante. Comme l'illustre l'équation (II.9), le  $(dI/dt)_{OFF}$  dépend du courant efficace ( $I_{RMS}$ ) circulant dans le TRIAC et de la fréquence ( $f$ ) (e.g. 50 Hz). Dans une application typique, la valeur du  $dI/dt$  au blocage, pour un TRIAC de calibre en courant efficace 16 A, est théoriquement de 7 A/ms. On en conclut alors le composant a un pouvoir de coupure très suffisant, même à haute température.

$$\left(\frac{dI}{dt}\right)_{OFF} = 2\pi \cdot f \cdot \sqrt{2} \cdot I_{RMS} \quad (II.9)$$

- $(dI/dt)_{OFF}$  : pouvoir de coupure du TRIAC (A/s).
- $f$  : fréquence (Hz).
- $I_{RMS}$  : intensité du courant efficace (A) circulant dans le composant.

Nos essais de fiabilité, qui seront décrits dans le dernier chapitre de ce mémoire, seront menés sur une charge résistive et sans tension réappliquée au blocage du TRIAC. Ainsi, nous ne nous préoccupons pas de l'impact de la température sur le  $(dI/dt)_{OFF}$  et le  $(dV/dt)_{OFF}$ .

## II.4.6. Synthèse

Ce paragraphe a permis de mieux appréhender l'influence de la température sur les paramètres électriques du TRIAC. Cette étude a permis principalement d'identifier les phénomènes qui pourraient perturber le déroulement d'un essai de fiabilité, lorsque les composants sont soumis à des profils thermiques applicatifs.

La température a un impact non négligeable sur le blocage du TRIAC. Nous avons vu qu'un phénomène à prendre particulièrement en compte est le retournement dynamique du composant. Ce phénomène peut se produire à haute température lorsque la tension aux bornes du TRIAC atteint la tension de retournement ( $V_{BO}$ ). Dans cette thèse, les essais de fiabilité menés sont réalisés sans tension réappliquée. Ainsi, le retournement dynamique est un phénomène qui n'apparaît pas.

Lorsque le TRIAC est bloqué, nous avons vu des pertes peuvent être générées, liées aux courants de fuite. Ces dernières sont responsables d'une élévation de la  $T_j$  et donc d'une nouvelle élévation des courants de fuite et des pertes associées. Une réaction en chaîne peut progressivement conduire à l'emballement thermique du TRIAC. Toutefois, nous avons vu que les conditions d'emballement du composant sont très sévères. Il faut en effet que les niveaux de la température ambiante soient supérieurs à la centaine de degrés Celsius. Or, nos essais expérimentaux sont effectués à température ambiante (25 °C). De plus, nos essais sont effectués sans tension appliquée aux bornes du TRIAC à l'état bloqué. Ainsi, il n'y a aucun risque d'emballement thermique du composant.

Cette étude a enfin permis de montrer que des interrogations demeurent, notamment sur l'impact de la température sur le  $di/dt$  à l'amorçage des TRIAC. Cette problématique pourrait être traitée lors d'une prochaine thèse.

## II.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit les normes de cyclage thermique actif utilisées pour qualifier de nouveaux produits. Les conditions de réalisation de ces essais diffèrent de celles rencontrées lors du fonctionnement réel des composants. Nous avons alors listé les cas d'application où les TRIAC subissent des contraintes thermiques importantes. Ces contraintes ont été caractérisées (durée, excursions atteintes de la  $T_j$ , température de jonction moyenne) pour une large gamme d'applications. Ce travail nous a permis d'aboutir à la définition de profils thermiques applicatifs. Dans la dernière partie de ce mémoire, nous étudierons le vieillissement des TRIAC, lorsque ces derniers sont soumis à des cyclages de puissance normalisés et applicatifs.

Nous avons analysé l'influence de la température sur les paramètres électriques du TRIAC. Cette étude nous a permis d'évaluer en particulier les niveaux de température pour lesquels le composant peut perdre certaines fonctionnalités. Nous avons vu que les seuls phénomènes, perturbant le déroulement des tests de fiabilité, peuvent apparaître lorsque les composants sont bloqués. Les essais de cyclage de puissance, présentés dans le dernier chapitre, sont réalisés sans tension réappliquée. Nous ne serons donc confrontés ni au retournement dynamique ni même à l'emballement thermique du TRIAC.

Ce travail a clairement permis d'identifier qu'il y a peu de risque de destruction des composants, lorsque ces derniers fonctionnent même à des températures légèrement supérieures à leur température maximale autorisée.

# Chapitre 3

## Caractérisation des propriétés thermomécaniques des brasures PbSnAg

*« L'érudition n'est pas la science, de même que les matériaux ne sont pas l'édifice. »  
Proverbe turc*

### Sommaire

---

|                                                                                                      |            |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>III.1. INTRODUCTION .....</b>                                                                     | <b>89</b>  |
| <b>III.2. COMPORTEMENT MECANIQUE DES MATERIAUX .....</b>                                             | <b>89</b>  |
| III.2.1. Essai de traction .....                                                                     | 89         |
| III.2.2. Viscoplasticité : fluage et relaxation .....                                                | 92         |
| III.2.3. Fatigue des matériaux .....                                                                 | 96         |
| <b>III.3. RAPPELS DES RESULTATS ANTERIEURS SUR LA<br/>CARACTERISATION DES BRASURES PBSNAG .....</b>  | <b>99</b>  |
| III.3.1. Présentation de l'outil de caractérisation : le viscoanalyseur .....                        | 99         |
| III.3.2. Discussion sur les résultats obtenus .....                                                  | 101        |
| <b>III.4. RESULTATS DE CARACTERISATION DE L'ALLIAGE <math>PB_{92.5}SN_{5.0}AG_{2.5}</math> .....</b> | <b>102</b> |
| III.4.1. Protocole de réalisation des éprouvettes .....                                              | 102        |
| III.4.2. Impact de la température sur la limite d'élasticité et la résistance mécanique .....        | 104        |
| III.4.3. Influence de la température sur le module d'Young .....                                     | 107        |
| III.4.4. Impact du type d'alliage sur le cisaillement du joint de brasure .....                      | 109        |
| III.4.5. Caractérisation du comportement viscoplastique .....                                        | 112        |
| III.4.6. Étude du comportement en fatigue .....                                                      | 115        |
| <b>III.5. CONCLUSION .....</b>                                                                       | <b>116</b> |



### III.1. Introduction

Pour prédire la durée de vie des TRIAC soumis à des cyclages de puissance, la simulation numérique par éléments finis (ANSYS®) est devenue un outil indispensable. Elle a deux objectifs : l'étude du mécanisme de dégradation et le calcul de l'amplitude ou de l'énergie de déformation. Cette dernière sert par la suite, à l'estimation de la durée de vie des TRIAC soumis à des contraintes thermiques.

L'étape de simulation numérique requiert différentes informations, notamment les propriétés thermo-physiques des matériaux constitutifs de l'assemblage de puissance (cuivre, céramique, silicium, résine et interfaces d'assemblage). Ces données sont généralement issues de la littérature. Cependant, dans certains cas, cela ne suffit pas, pour plusieurs raisons : les gammes de température et/ou les vitesses de sollicitation ne correspondent pas à l'étude, ou encore, les données relatives au matériau à modéliser n'existent pas. Une étape expérimentale de caractérisation des matériaux est alors nécessaire.

Les problèmes actuels de fiabilité des composants, soumis à des cyclages de puissance, sont liés principalement au comportement thermomécanique des interfaces de collage des différents matériaux constitutifs de l'assemblage de puissance et en particulier, des joints de brasure [35], [36], [61]. Ces derniers remplissent trois fonctions essentielles. En effet, ils assurent les liens électriques, thermiques et mécaniques entre les matériaux de l'assemblage de puissance.

Dans ce chapitre, nous allons présenter les résultats expérimentaux des campagnes de caractérisation des propriétés thermomécaniques d'alliages de brasure avec et sans plomb. Nous analyserons en particulier les caractéristiques de l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$ . Ce dernier est actuellement utilisé pour réaliser les interfaces d'interconnexion des matériaux constitutifs des TRIAC. Avant de présenter les principaux résultats obtenus, nous allons rappeler les concepts fondamentaux du comportement mécanique des matériaux.

### III.2. Comportement mécanique des matériaux

Cette présentation succincte s'appuie sur les ouvrages références de *D. François et al.* [62], [63] et sur de nombreux travaux de recherche parmi lesquels nous pouvons citer ceux de *Stéphane Moreau* [2].

#### III.2.1. Essai de traction

##### III.2.1.1. Courbe de traction conventionnelle

L'essai de traction est l'essai mécanique le plus fréquemment utilisé. Il consiste à soumettre une éprouvette, du matériau à caractériser, à une traction et à mesurer l'allongement correspondant. Par convention, nous choisissons de définir les contraintes ( $\sigma$ ) et les déformations ( $\epsilon$ ) par rapport à l'état initial de l'éprouvette. La **figure III.1** définit alors la courbe conventionnelle de traction, pour un comportement ductile, caractéristique des métaux et des alliages métalliques.

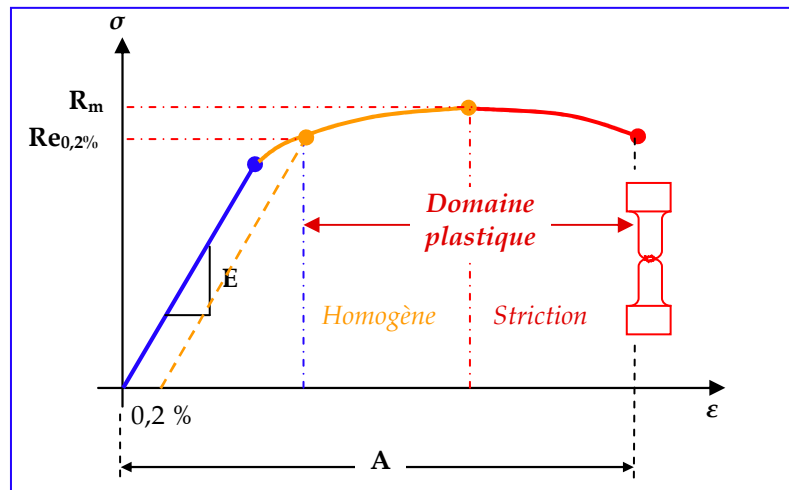


Figure III.1 : courbe de réponse d'un matériau ductile soumis à un essai de traction.

Sur la courbe de la **figure III.1**, nous distinguons trois comportements :

- élastique linéaire,
- plastique homogène,
- striction.

Dans la partie élastique linéaire, si on décharge le matériau, la déformation revient à son état initial. L'éprouvette retrouve alors sa forme d'origine. La déformation ( $\varepsilon$ ) est alors quasi proportionnelle à la contrainte appliquée ( $\sigma$ ). La loi de Hooke décrit cette constatation expérimentale (cf. Équation (III.1)).

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (\text{III.1})$$

- $\varepsilon$  : déformation (sans unité).
- $\sigma$  : contrainte (en Pa).
- $E$  : module d'Young du matériau (en Pa).

La pente de la droite donne le module d'Young ou module d'élasticité ( $E$ ) du matériau, dont les valeurs sont comprises entre 50000 MPa et 200000 MPa pour les matériaux métalliques.

En élasticité linéaire, on définit également le coefficient de contraction latérale, appelé coefficient de Poisson ( $\nu$ ). Ce dernier permet de caractériser la contraction du matériau perpendiculairement à la direction de l'effort appliqué. Les valeurs du coefficient de Poisson sont de l'ordre de 0,3 pour les métaux.

Si la contrainte dépasse une certaine valeur, appelée limite d'élasticité ou encore seuil d'écoulement, le comportement cesse d'être réversible et linéaire. La théorie de l'élasticité ne peut donc plus être appliquée. On rentre alors dans le domaine plastique du matériau.

La limite d'élasticité est très difficile à mettre en évidence expérimentalement. Aussi, pour les besoins pratiques, elle est définie conventionnellement, par la normalisation française, comme étant la contrainte qui engendre une déformation irréversible de 0,2 % [2]. Cette limite conventionnelle d'élasticité est notée  $Re_{0,2\%}$ . Dans un cristal parfait, sans défaut, on

peut montrer que la limite d'élasticité théorique vaut environ  $E/10$ , alors que les valeurs expérimentales sont de 10 à 100 fois plus faibles [64].

Une fois le seuil d'élasticité franchi, l'éprouvette se déforme plastiquement. Dans cette zone, lorsqu'on arrête de contraindre le matériau, celui-ci ne retrouve pas son état d'origine (allongement résiduel de l'éprouvette). La déformation plastique est dite stable c'est-à-dire qu'elle se fait sans variation de volume. En revanche, l'effort qu'il est nécessaire d'appliquer à l'éprouvette pour poursuivre sa déformation ne reste pas constant, mais croît de façon continue. Ce phénomène est appelé écrouissage ou consolidation.

La limite du domaine plastique homogène est appelée résistance mécanique, notée  $R_m$ , exprimée en Pa.

À partir du point  $R_m$ , la déformation n'est plus homogène sur la partie utile de l'éprouvette. Elle se localise alors dans une zone particulière : c'est le phénomène de striction. La contrainte localisée sur cette zone de l'éprouvette ne cesse de croître, conduisant à la rupture du matériau. À ce stade, on définit l'allongement à la rupture, noté  $A$ , exprimé usuellement en %.

L'exploitation de la courbe de traction nous permet d'obtenir les valeurs des caractéristiques mécaniques du matériau : le module d'Young ( $E$ ), la limite conventionnelle d'élasticité ( $R_{e0,2\%}$ ), la résistance mécanique ( $R_m$ ) et l'allongement à la rupture ( $A$ ).

### III.2.1.2. Méthodologie d'extraction du module d'Young

L'extraction des paramètres cités dans le paragraphe précédent s'effectue à partir de l'essai d'écrouissage, qui traduit le durcissement du matériau lors de sa déformation.

Pour une grande majorité d'alliages métalliques, le domaine élastique n'est pas facilement identifiable car le début de la courbe de traction n'est pas totalement linéaire. Il est alors difficile de déterminer sans contestation possible le module d'Young ( $E$ ). Pour pallier ce problème, on définit le module sécant [65]. Ce paramètre est obtenu en calculant généralement la pente de la droite passant par l'origine et le point de la courbe d'écrouissage présentant une déformation de 0,2 %. Cette notion est présentée en **figure III.2**.

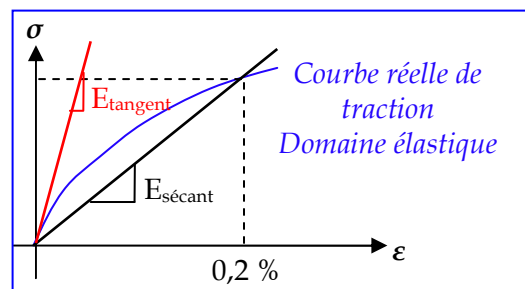


Figure III.2 : notions de modules d'Young sécant et tangent.

On définit également le module d'Young tangent qui serait théoriquement la pente maximale de la tangente à l'origine de la courbe de traction (cf. **Figure III.2**). Cependant, il

est difficile de réaliser cette mesure avec une bonne précision. C'est la raison pour laquelle, on définit le module d'Young dynamique. Ce dernier est déduit expérimentalement de la fréquence propre de vibration d'une éprouvette de matériau maintenue à ses extrémités et chargée en son milieu, pour des déformations inférieures à 0,2 %.

### III.2.2. Viscoplasticité : fluage et relaxation

#### III.2.2.1. Préambule

Les caractéristiques mécaniques des matériaux sont très souvent déterminées à température ambiante. Si cette procédure permet une première évaluation des propriétés thermo-physiques, elle est en revanche insuffisante pour prédire la tenue en service des alliages constitutifs des TRIAC opérant à température élevée.

Le fluage caractérise la déformation lente d'un matériau au cours du temps, sous l'action d'une contrainte prolongée constante. Ce phénomène apparaît même pour des charges inférieures à la limite d'élasticité du matériau. Le fluage s'amplifie lorsque la température augmente. Dans le cas d'un comportement purement élastique ou plastique, la déformation dépend uniquement de la contrainte appliquée au matériau. Dans le cas du fluage, la déformation est une fonction de trois variables : la durée, la température et la contrainte appliquée au matériau.

La problématique est alors de savoir à partir de quelle température le fluage devient prépondérant. D'une manière générale, on considère, pour les alliages métalliques, que le mécanisme de fluage devient significatif pour des températures supérieures à 0,3 voire 0,4 fois la température de fusion du matériau considéré [66]. La **figure III.3** donne les ordres de grandeur de la température de fusion pour plusieurs matériaux.

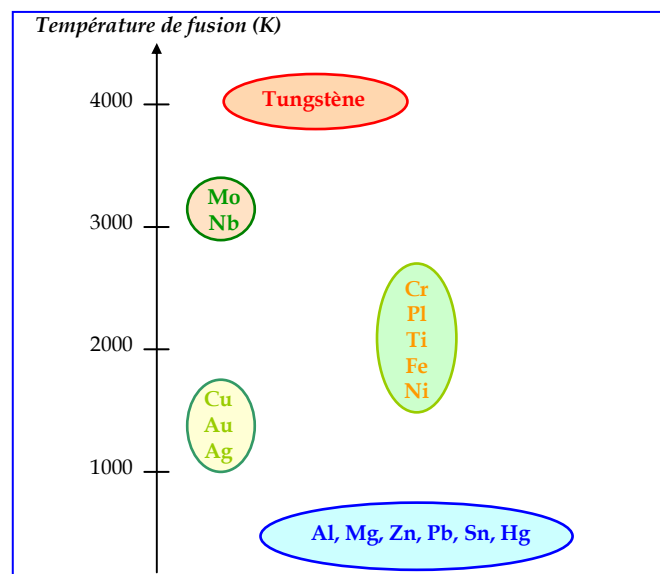


Figure III.3 : ordres de grandeur des températures de fusion de différents matériaux [67].

On peut citer certains exemples où le fluage se manifeste dans les applications de la vie quotidienne. Les ampoules électriques, utilisées pour l'éclairage, sont constituées d'un

filament de tungstène dont la température de fusion se situe autour de 3000 °C. Or, en fonctionnement, le filament atteint des températures de l'ordre de 2000 °C ; il flue alors sous l'action de son poids propre ! C'est ce phénomène qui conduit à la rupture du filament. Par le passé, il était courant de voir certaines canalisations en plomb se déformer sous leur propre poids. Cela s'explique par la température de fusion extrêmement basse de cet élément ( $\approx 330$  °C) qui fait qu'il flue relativement rapidement à température ambiante.

### III.2.2.2. Comportements observés en fluage

Pour certains matériaux, l'écoulement plastique dépend de la vitesse de déformation : l'écoulement est alors dit viscoplastique. Plus la vitesse de déformation est élevée, plus la consolidation est importante. Afin de mieux caractériser le comportement visqueux du matériau, deux essais sont normalisés : le fluage et la relaxation.

Un essai de fluage se déroule généralement dans les conditions suivantes. On impose une contrainte constante (force de traction ou de compression) et cela, pour une température imposée. On mesure alors la déformation au cours du temps.

La **figure III.4** donne l'évolution typique de la déformation  $\epsilon$  en fonction du temps.

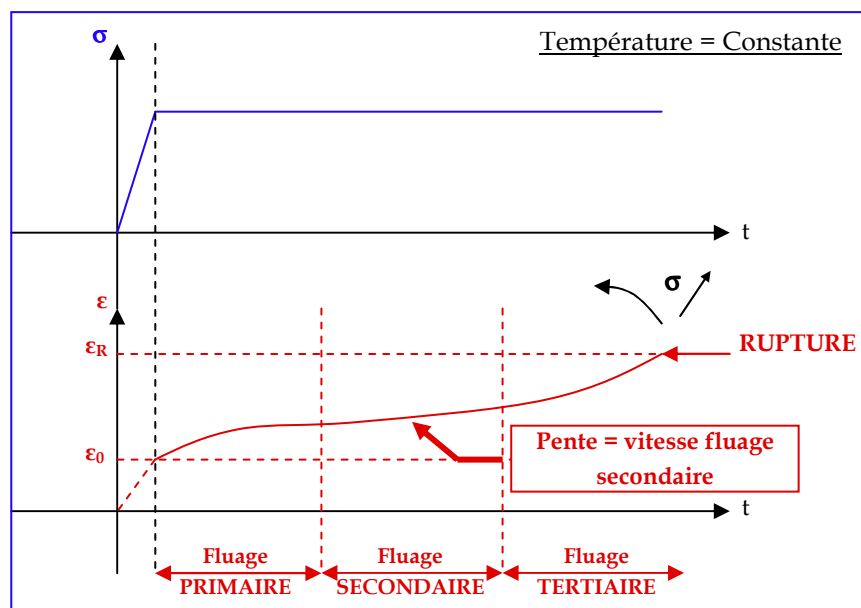


Figure III.4 : évolution typique de la déformation au cours d'un essai de fluage.

Au cours de l'évolution de la déformation, il y a trois stades bien distincts :

- fluage primaire,
- fluage secondaire,
- fluage tertiaire.

Le fluage primaire se caractérise par une vitesse de déformation qui diminue. Ce comportement est assimilé à la déformation élastique du matériau.

Au cours du fluage secondaire, la vitesse de déformation est constante au cours du temps. L'évolution de ce fluage secondaire est d'autant plus rapide que la contrainte et/ou la température est élevée. Dans cette partie de la courbe, l'évolution de la déformation est

linéaire. La pente de la droite donne la vitesse de fluage secondaire, encore appelée vitesse de fluage stationnaire.

Quant au fluage tertiaire, il apparaît essentiellement dans les essais menés à haute température et à forte contrainte. Il se manifeste en particulier lorsque la section de l'éprouvette est réduite, en d'autres termes lors de l'apparition de la striction.

Les principaux modèles, qui décrivent le comportement viscoplastique des alliages métalliques, considèrent uniquement le fluage secondaire. En effet, ce type de fluage est le phénomène qui bien souvent reçoit le plus d'attention car il correspond au domaine de fonctionnement.

### III.2.2.3. Lois de comportement en fluage stationnaire

Expérimentalement, pour une température donnée, on constate que la vitesse de fluage secondaire suit l'évolution décrite dans l'équation (III.2) : il s'agit de la loi de Norton.

$$\frac{d\epsilon_s}{dt} = B \times \sigma^M \quad (\text{III.2})$$

- $\epsilon_s$  : vitesse de fluage stationnaire.
- $\sigma$  : contrainte (en Pa).
- B : constante.
- M : exposant de Norton.

Pour les alliages métalliques, l'exposant de Norton M croît lorsque la température augmente. À basse température, il tend vers 1. À haute température, l'exposant peut atteindre des valeurs très élevées, de l'ordre de 30 ou davantage. Pour la plupart des métaux purs, il est compris entre 3 et 8 [68].

Empiriquement, à contrainte imposée, la vitesse de fluage stationnaire suit une loi dite d'Arrhenius (cf. Équation (III.3)).

$$\frac{d\epsilon_s}{dt} = C \times \exp\left(\frac{-Q_a}{R \times T}\right) \quad (\text{III.3})$$

- $d\epsilon_s/dt$  : vitesse de fluage stationnaire (en s<sup>-1</sup>).
- C : facteur pré-exponentiel (en s<sup>-1</sup>).
- $Q_a$  : énergie d'activation du mécanisme de fluage (en J.mol<sup>-1</sup>).
- R : constante molaire des gaz ( $R \approx 8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ).
- T : température (en K).

Dans le cas des métaux purs, l'énergie d'activation ( $Q_a$ ) peut être assimilée à l'énergie d'autodiffusion du métal (cf. **Tableau III.1**). Rappelons que lorsqu'un atome se déplace parmi des atomes de même nature, on parle d'autodiffusion (exemple du déplacement d'un atome de cuivre dans un cristal de cuivre). L'agitation thermique d'un cristal est à l'origine de l'autodiffusion : la diffusion est alors dite « thermiquement activée » et le coefficient de diffusion suit une loi d'Arrhenius.

Dans le cas d'alliages métalliques spécifiques, une telle corrélation n'est plus valide ;  $Q_a$  peut aussi dépendre de la contrainte appliquée.

Il importe de noter qu’une faible variation de la température peut engendrer de larges variations de la vitesse de fluage. À titre d’exemple, une excursion de la température ( $\Delta T$ ) de 20 °C peut entraîner une augmentation de la vitesse de fluage d’un facteur deux !

| Métal | Exposant de Norton | Énergie d’activation [kJ.mol <sup>-1</sup> ] | Énergie d’autodiffusion [kJ.mol <sup>-1</sup> ] |
|-------|--------------------|----------------------------------------------|-------------------------------------------------|
| Al    | 4,4                | 142                                          | 142                                             |
| Cu    | 4,8                | 203                                          | 197                                             |
| Au    | 5,5                | 201 ± 20                                     | 175                                             |
| Ni    | 4,6                | 278                                          | 280                                             |
| Pb    | 4,2                | 101 ± 10                                     | 101                                             |
| Ta    | 4,2                | 477 ± 17                                     | 460                                             |
| Cd    | 4,3                | 80 ± 8                                       | 80                                              |
| Zn    | 6,1                | 90                                           | 102                                             |

Tableau III.1 : exposant de Norton, énergie d’activation du fluage et énergie d’autodiffusion pour quelques métaux purs [68].

En s’appuyant sur les équations (III.2) et (III.3), on aboutit à loi de comportement décrite dans la relation (III.4) [69].

$$\frac{d\epsilon_s}{dt} = A \times \sigma^M \times \exp\left(\frac{-Q}{R \times T}\right) \quad (\text{III.4})$$

- $d\epsilon_s/dt$  : vitesse de fluage stationnaire (en s<sup>-1</sup>).
- A : constante du matériau.
- $\sigma$  : contrainte (en Pa).
- M : exposant de Norton.
- Q : énergie d’activation du mécanisme de fluage (en J.mol<sup>-1</sup>).
- R : constante molaire des gaz ( $R \approx 8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ).
- T : température (en K).

Il s’ensuit alors les deux postulats suivants :

- À déformation imposée, la contrainte se relaxe au cours du temps (cf. **Figure III.5**).
- À contrainte imposée, la déformation augmente au cours du temps.

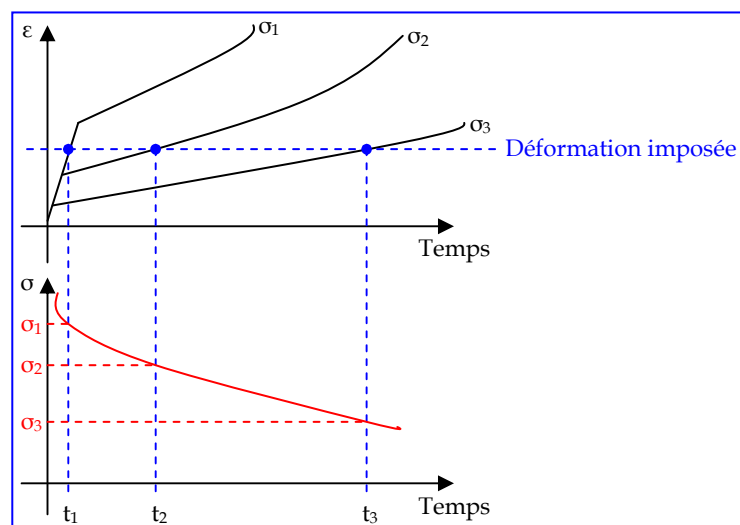


Figure III.5 : notion de relaxation.

### III.2.3. Fatigue des matériaux

#### III.2.3.1. Avant-propos

La France possède sans doute le triste privilège d'avoir été le théâtre de la première catastrophe pouvant être attribuée sans ambiguïté au phénomène de fatigue des métaux. Le 5 octobre 1842, l'essieu de la locomotive de tête du train Paris – Versailles se rompt entre Meudon et Bellevue. La locomotive se couche alors sur la voie. Elle est aussitôt percutée par les deux autres locomotives et les 17 wagons du convoi. Six wagons prennent immédiatement feu !

Cette catastrophe entraînera une prise de conscience du problème par les autorités. Malgré des percées remarquables, comme celles réalisées par Wöhler ou Rankine, le phénomène de fatigue reste méconnu. À partir de cette date, de nombreux travaux de recherche ont alors débuté afin d'identifier les causes de telles ruptures brutales.

La fatigue peut se définir comme un endommagement pouvant conduire à la rupture sous des sollicitations mécaniques ou thermiques répétées, même de très faibles amplitudes. En effet, si les sollicitations exercées sur une pièce sont répétées, on constate que cette dernière se rompt après un certain nombre de cycles.

Dans ce paragraphe, nous allons décrire les principaux comportements en fatigue des métaux et nous donnerons les principaux facteurs influençant la tenue en fatigue.

#### III.2.3.2. Comportement en fatigue des métaux

##### III.2.3.2.1. Diagramme de Wöhler

Dans un essai de fatigue, on caractérise le chargement par un rapport de charge défini par :  $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ . On distingue alors deux cas (cf. **Figure III.6**) :

- $R = -1$  : contraintes alternées symétriques (traction / compression),
- $R > 0$  : contraintes ondulées (traction / traction).

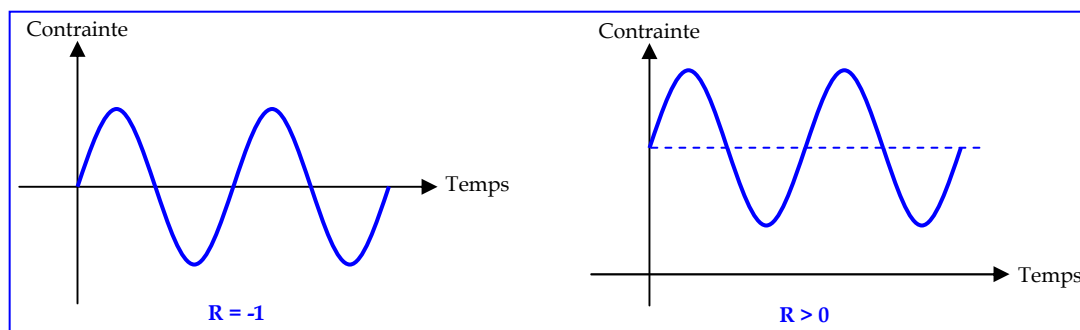


Figure III.6 : influence de la valeur du rapport de charge sur la définition d'un essai de fatigue.

Pour chaque niveau de contrainte, on détermine sur une série d'éprouvettes le nombre de cycles qui conduisent à la rupture. Les résultats sont reportés sur un diagramme où les niveaux de contrainte sont reportés en ordonnée et le nombre de cycles en abscisse.

Le diagramme de Wöhler, encore appelé courbe S – N (« Stress – Number of cycles ») dans les pays anglo-saxons, établit donc une relation expérimentale entre l'amplitude de la contrainte appliquée et la durée de vie de l'éprouvette. Ce diagramme présente une grande dispersion des résultats, essentiellement à cause de l'influence de la microstructure du matériau sur la tenue en fatigue. C'est la raison pour laquelle, on a recours à un traitement statistique des données générées. On trace ainsi des courbes d'iso-probabilité de rupture. La courbe de Wöhler (cf. **Figure III.7**) représente quant à elle, la courbe médiane équivalente à 50 % de probabilité de rupture.

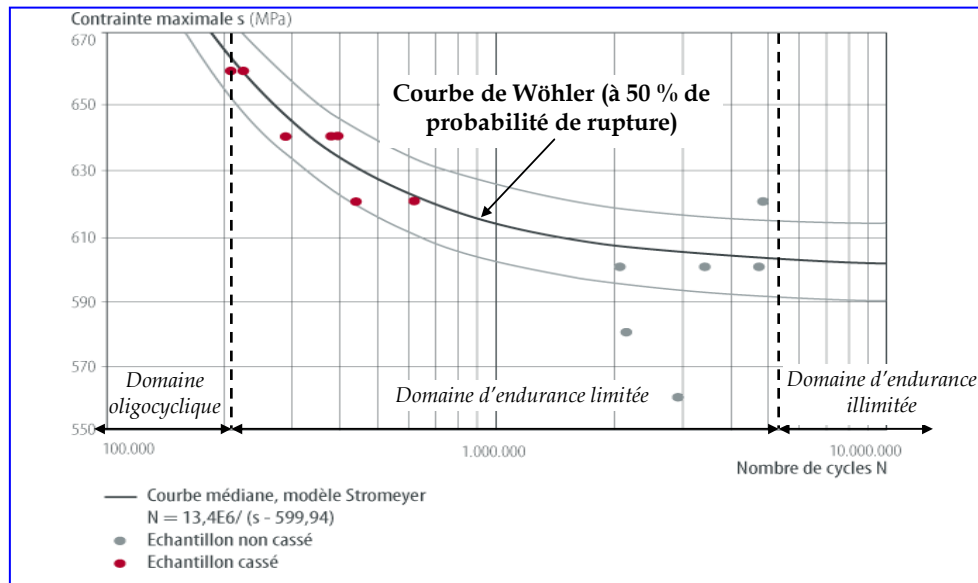


Figure III.7 : exemple de courbe de Wöhler.

Sur les diagrammes de Wöhler, on distingue usuellement trois domaines :

- fatigue plastique oligocyclique,
- endurance limitée,
- endurance illimitée.

#### III.2.3.2.2. Fatigue plastique oligocyclique

Dans ce paragraphe, on s'intéresse au domaine élasto-plastique des sollicitations en fatigue.

Une éprouvette sollicitée au-delà de la limite d'élasticité de l'alliage a une faible durée de vie, d'où la dénomination de fatigue oligocyclique (du Grec « Oligos » signifiant « peu nombreux »), soit généralement, pour des durées de vie inférieures à 10<sup>5</sup> cycles pour un matériau donné [70].

Le domaine de fatigue plastique oligocyclique correspond à des niveaux de contraintes élevées (contraintes maximales comprises entre  $R_{e0.2\%}$  et  $R_m$ ) pour lesquels se produit une déformation plastique macroscopique du matériau.

Dans cette zone, on détermine la relation entre l'amplitude de la déformation plastique ( $\Delta\varepsilon_p$ ) et le nombre de cycle à la rupture ( $N_f$ ). Dans le cas uni-axial, l'équation (III.5), établit

par Coffin-Manson [71], donne la relation entre le nombre de cycles à la rupture et l'amplitude de la déformation plastique accompagnant chaque cycle.

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f \times (2N_f)^c \quad (\text{III.5})$$

- $\Delta \varepsilon_p$  : amplitude des déformations plastiques.
- $\varepsilon'_f$  : coefficient de ductilité, environ égal à la déformation réelle à la rupture.
- $N_f$  : nombre de cycles à la rupture.
- $c$  : exposant de Coffin-Manson.

Dans l'équation (III.5), «  $\varepsilon'_f$  » et «  $c$  » sont des constantes liées au matériau.

Pour conclure sur ce paragraphe, il est intéressant d'étudier les mécanismes physiques de la fatigue à faible nombre de cycle.

En fatigue oligocyclique, comme en fatigue vibratoire (durée de vie élevée), on distingue généralement trois stades :

- l'accommodation,
- l'amorçage d'une fissure,
- la propagation d'une fissure jusqu'à la rupture du matériau.

Nous allons brièvement décrire la notion d'accommodation. Dans le cas d'une sollicitation cyclique en déformation imposée, les amplitudes de la contrainte et de la déformation plastique évoluent rapidement au début. Elles tendent progressivement vers un état stable obtenu entre 10 % et 50 % de la durée de vie. Pendant cette phase, on dit que la structure du matériau « s'accommode » de la déformation.

#### III.2.3.2.3. Endurance limitée

Dans le domaine d'endurance limitée, la rupture survient après un nombre limité de cycles (de  $10^5$  à  $10^7$  cycles environ). La durée de vie varie fortement en fonction du niveau de contrainte appliqué. Plus particulièrement, le nombre de cycles à la rupture croît quand l'amplitude de la contrainte périodique décroît. De nombreuses formulations analytiques ont été proposées pour décrire ce domaine. On peut citer, à titre d'exemple, celles de Weibull (cf. Équation (III.6)) et de Basquin (cf. Équation (III.7)).

$$N_f \times (\sigma - \sigma_D)^n = \text{Constante} \quad (\text{III.6})$$

- $N_f$  : nombre de cycles à la rupture.
- $\sigma_D$  : limite de fatigue.
- $n$  variant de 1 à 2.

$$\Delta \sigma \times (N_f)^a = \text{Constante} \quad (\text{III.7})$$

- $\Delta \sigma$  : amplitude de la contrainte.
- $N_f$  : nombre de cycles à la rupture.
- $a$  variant de 1/8 à 1/15.

#### III.2.3.2.4. Endurance illimitée

Lorsque la contrainte devient inférieure à une valeur limite, appelée limite d'endurance en fatigue ( $\sigma_D$ ), on considère qu'il n'y a jamais de rupture par fatigue, quelque soit le nombre

de cycles. En pratique, la durée de vie est largement supérieure à la durée de l'essai proprement dit et la durée projetée d'utilisation de la structure considérée.

Pour certains matériaux, comme par exemple pour les aciers à haute résistance et les métaux non ferreux, la limite d'endurance à la fatigue peut être mal définie voire ne pas exister. On introduit alors la notion de limite d'endurance conventionnelle. Cette dernière, définie pour une contrainte moyenne ( $\sigma_m$ ) spécifiée, représente l'amplitude de la contrainte pour laquelle on constate 50 % de rupture après un nombre fini ( $N$ ) de cycles. La limite d'endurance conventionnelle est alors notée  $\sigma_D(N)$ , et selon le matériau considéré, le nombre fini de cycles varie de  $10^6$  à  $10^8$ .

### III.2.3.3. Influence de la microstructure sur la tenue en fatigue

L'endurance des matériaux dépend fortement des facteurs métallurgiques favorables à la résistance à l'amorçage des fissures. En règle générale, toute augmentation de la résistance à la déformation se traduit par une amélioration de la limite d'endurance. La résistance à la fatigue augmente lorsque la taille des grains diminue. La limite d'endurance suit alors une loi du type Hall-Petch ; elle est proportionnelle à l'inverse de la racine carrée de la taille de grain.

Pour bien comprendre cette loi, il est important de rappeler que la déformation se produit par intermittence, par mouvements de dislocation. Dans le cas de fortes dislocations, toute l'énergie d'un grain est libérée d'un seul coup. Elle déclenche alors des « répliques sismiques » dans les grains voisins. Ces derniers se déforment à leur tour. Cependant, ce phénomène se produit à condition que l'énergie emmagasinée à la frontière entre deux grains voisins soit suffisante [72].

## III.3. Rappels des résultats antérieurs sur la caractérisation des brasures PbSnAg

Dans cette partie, nous allons nous intéresser aux principaux résultats déjà obtenus sur la caractérisation des propriétés thermo-physiques de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ . Ce dernier est utilisé pour coller les différents matériaux constitutifs des TRIAC.

### III.3.1. Présentation de l'outil de caractérisation : le viscoanalyseur

L'Analyse Mécanique Dynamique, ou en anglais DMA de l'acronyme anglophone « Dynamic Mechanical Analysis », est une technique de grande précision permettant la mesure des propriétés viscoélastiques des matériaux. Elle consiste à appliquer une déformation sinusoïdale et à mesurer la force résultante transmise par un échantillon de matériau.

Équipé de capteurs, le viscoanalyseur (DMA) mesure principalement deux grandeurs dynamiques : le déplacement et la force. Le logiciel de pilotage propose deux possibilités : la mesure de la contrainte à déplacement imposé ou l'inverse, à force imposée, la mesure du déplacement nécessaire. Les mesures sont réalisées sur des rampes (mode « cinétique ») ou sur des paliers (mode stabilisé) de température. Le déphasage entre les signaux sinusoïdaux

d'entrée d'excitation et les signaux de sortie (eux-aussi sinusoïdaux et de même fréquence, mais d'amplitude différente) est donné par l'angle de phase  $\delta$  (cf. **Figure III.8**). Le signal de réponse en déformation d'un matériau viscoélastique est déphasé car ce dernier dissipe une partie de l'énergie en se déformant. L'angle  $\delta$  est calculé à partir du traitement de ces signaux, par l'application d'une transformation de Fourier rapide (en anglais, FFT pour « Fast Fourier Transform »). On définit également un facteur de perte qui correspond à la tangente de l'angle  $\delta$ .

Connaissant la rigidité dynamique et la géométrie de l'éprouvette, il est possible de calculer le module élastique du matériau (cf. Équation (III.8)).

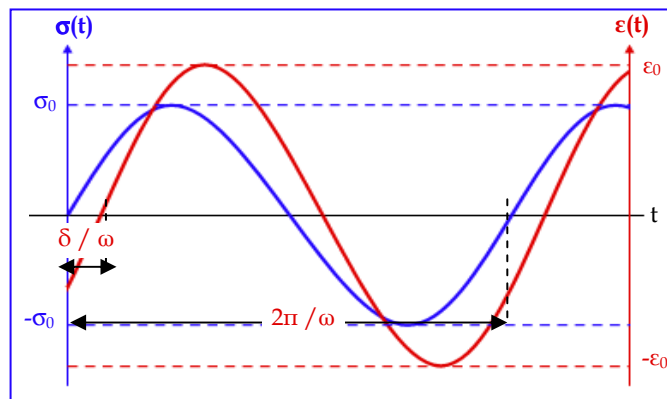


Figure III.8 : déphasage entre les courbes de contrainte et de déformation d'un matériau viscoélastique soumis à une sollicitation sinusoïdale.

$$E'_t = k \cdot F_c \cdot \frac{h}{S_e} \cdot \cos(\delta) \quad (\text{III.8})$$

- $E'_t$  : module de conservation (en Pa).
- $k$  : rigidité du matériau (N/m).
- $F_c$  : facteur correctif (sans dimension).
- $h$  : hauteur de l'échantillon sous test (en m).
- $S_e$  : surface excitée de l'échantillon sous test (en m²).
- $\delta$  : angle de phase.

Les mesures des propriétés thermomécaniques des matériaux sont réalisées à partir d'un appareil METRAVIB r.d.s. VA 2000 appartenant au Laboratoire de Mécanique et Rhéologie (LMR), disposant de mors de traction – compression.

La mécanique de mesure de ce type de viscoanalyseur (cf. **Figure III.9**) comprend :

- un générateur électrodynamique de signaux sinusoïdaux à fréquence et amplitude programmables,
- un pot d'excitation électrodynamique (comportant notamment un circuit magnétique et des bobines d'excitation) qui exerce la force de travail,
- un capteur de déplacement dynamique capacitif qui mesure l'amplitude de la sollicitation,
- un capteur de force dynamique capacitif et / ou piézoélectrique,
- une structure comportant le porte-échantillon indéformable et l'échantillon (généralement de petite taille) à analyser.

Les signaux délivrés par les capteurs sont traités pour extraire les valeurs des grandeurs mécaniques.

Le constructeur de l'équipement spécifie que les mesures sont données avec une exactitude de  $\pm 2,2 \%$  sur les amplitudes minimales et maximales des cycles de force et de déplacement [73]. L'étalonnage de la machine est également effectué tous les 6 mois.

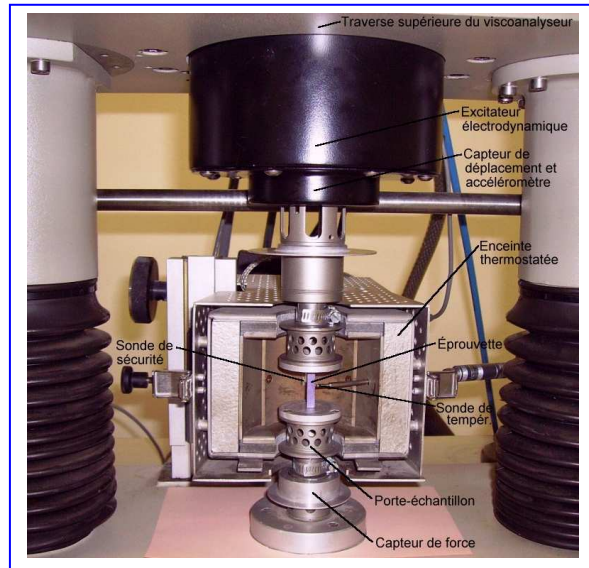


Figure III.9 : exemple de colonne de mesure d'un viscoanalyseur.

### III.3.2. Discussion sur les résultats obtenus

Dans ce paragraphe, nous allons donner les principaux résultats obtenus lors des travaux de recherche de *Stéphane Moreau* [2]. Ces travaux ont concerné l'étude de la fiabilité des TRIAC lors de cyclages thermiques environnementaux et l'élaboration d'un modèle de prédiction de leur durée de vie. La caractérisation des propriétés thermomécaniques a plus particulièrement concerné l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$ .

Tout d'abord, *Stéphane Moreau* a déterminé expérimentalement la valeur du coefficient de dilatation thermique (CDT). Les mesures effectuées ont fait ressortir une valeur typique du CDT égale à  $29 \pm 0,8 \text{ ppm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ .

Des essais d'écrouissage ont ensuite été menés en mode traction pour six températures ( $-55^\circ\text{C}$ ,  $-25^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C}$ ,  $50^\circ\text{C}$ ,  $100^\circ\text{C}$  et  $150^\circ\text{C}$ ). Cette campagne d'essais a été l'occasion d'étudier l'influence de la température sur la courbe de traction et en particulier, sur les paramètres suivants : le module d'Young sécant ( $E_s$ ), la limite conventionnelle d'élasticité ( $Re_{0,2\%}$ ) et la résistance mécanique ( $R_m$ ). L'étude a montré une dépendance linéaire des trois grandeurs avec la température. Ce genre d'observation se retrouve sur d'autres alliages et notamment, sur l'alliage  $\text{Sn}_{63}\text{Pb}_{37}$ , couramment utilisé dans l'assemblage des composants à semi-conducteurs.

Enfin, *Stéphane Moreau* a mené des essais de fluage. Les vitesses de déformation en fluage secondaire ont été déterminées pour plusieurs valeurs du couple « température – contrainte ». Les données expérimentales ont été ajustées par une loi de Garofalo [74].

L'objectif final de la thèse de *Stéphane Moreau* était de déterminer une loi générale décrivant le comportement élasto-viscoplastique de la brasure. Parmi les différentes lois de comportement, prenant en compte l'impact du temps sur la vitesse de déformation, celle introduite par Anand [75] est couramment employée. Cette loi a été choisie par *Stéphane Moreau*.

Le principal avantage du modèle d'Anand est de tenir compte à la fois de l'historique de la déformation et de l'écrouissage du matériau. Ce modèle est également sensible à la température et à la vitesse de déformation. Cependant, cette loi est complexe puisqu'il nécessite de renseigner neuf paramètres physiques !

Au cours de sa thèse, *Stéphane Moreau* a cherché à développer des méthodes, qui utilisent les outils de caractérisation de la brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , pour extraire les paramètres du modèle d'Anand.

Pour conclure, les travaux de recherche précédemment menés sur les TRIAC ont permis de mettre en place une méthode de caractérisation des propriétés thermomécaniques de l'alliage de brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ . Nous allons utiliser cette méthodologie dans ce présent mémoire. Toutefois, l'objectif ne sera pas de poursuivre l'extraction des neuf paramètres du modèle d'Anand, mais d'utiliser la base de données des propriétés de la brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  déjà existante, de la compléter et de l'incorporer directement dans le simulateur thermomécanique par éléments finis (ANSYS®).

## III.4. Résultats de caractérisation de l'alliage $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$

### III.4.1. Protocole de réalisation des éprouvettes

Comme nous l'avons introduit dans le premier chapitre, l'alliage métallique, utilisé pour réaliser les joints de brasure, est ternaire et majoritaire en plomb ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ). Il est toujours autorisé du fait de la souplesse de la législation européenne (annexes 15 et 16 de l'arrêté du 25 novembre 2005). Toutefois, afin d'anticiper une évolution plus restrictive des directives RoHS, un début d'alternative autour des performances mécaniques des alliages étain – argent – cuivre (SAC), actuellement utilisés pour les composants en technologie Flip-Chip, est proposé dans ce chapitre. Nous avons plus précisément évalué la tenue mécanique des alliages SAC405 ( $\text{SnAg}_{4.0}\text{Cu}_{0.5}$ ) et SACN125-5 ( $\text{SnAg}_{1.2}\text{Cu}_{0.5}\text{Ni}_{500\text{ppm}}$ ). Les résultats des mesures expérimentales pourront ainsi être intégrés dans des simulations thermomécaniques pour estimer la résistance de ces alliages sans plomb aux cyclages de puissance.

Pour caractériser les propriétés thermomécaniques des alliages à base de plomb ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ) et sans plomb (SAC405 et SACN125-5), nous avons réalisé des éprouvettes (cf. **Figure III.10**) de hauteur 25 mm, de largeur 2 mm et d'épaisseurs 0,6 mm ou 1,5 mm.

Une épaisseur plus importante assure un démoulage plus facile de l'éprouvette sans altérer son état de surface. La forme élancée de ces éprouvettes est nécessaire pour rester dans les gammes de mesure du viscoanalyseur.

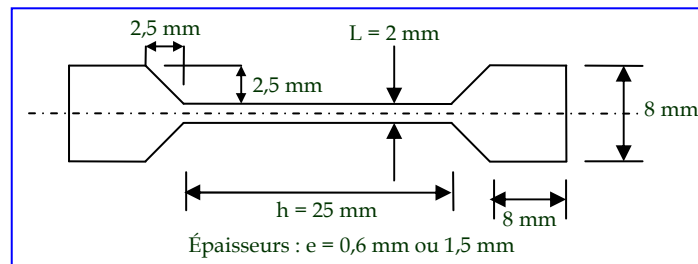


Figure III.10 : géométrie d'une éprouvette de brasure.

Afin d'avoir une mesure des propriétés thermo-physiques du matériau la plus représentative possible, un facteur correctif (cf. Équation (III.9)), sans dimension, est couramment utilisé. Il tient compte des caractéristiques dimensionnelles de l'éprouvette. Ce facteur correctif intervient directement dans l'évaluation du module d'élasticité du matériau (cf. Équation (III.8)).

$$F_c = \frac{1}{1 + 2 \times \left( \frac{S_e}{S_l} \right)^2} \quad (\text{III.9})$$

Pour une éprouvette de forme parallélépipédique :

- $S_e = e \times L$  : section transversale excitée ( $\text{mm}^2$ ).
- $S_l = 2 \times h \times (L + e)$  : section latérale non contrainte ( $\text{mm}^2$ ).

Toutefois, la section réelle excitée n'est pas exactement de forme parallélépipédique. Cette section réelle a été calculée. Elle est égale à la section théorique plus ou moins  $0,08 \text{ mm}^2$ . Nous obtenons un facteur correctif ( $F_c$ ) très proche de 1, quelle que soit l'épaisseur (0,6 mm ou 1,5 mm). L'échantillon est donc sollicité en traction-compression pure. Les caractéristiques géométriques de l'éprouvette n'influenceront donc pas les résultats des mesures expérimentales [76].

La matière première, utilisée pour réaliser les échantillons, se présente sous forme de pâte (pour l'alliage majoritaire en plomb) et sous forme de billes (pour les alliages sans plomb). Le protocole de réalisation des éprouvettes retenu est alors le suivant. La matière première est versée dans un moule, puis fondue avec un profil de température maîtrisé (par exemple, pour l'alliage à base de plomb, les températures du four sont successivement égales à  $400^\circ\text{C}$ ,  $380^\circ\text{C}$  et  $300^\circ\text{C}$ . La vitesse d'avance du tapis du four est de  $11 \text{ cm/min}$ ). Ce procédé permet d'obtenir une éprouvette en forme « d'altère » aux dimensions souhaitées, sans écrouir ou affecter thermiquement le matériau.

Pour garantir une précision satisfaisante des mesures, un bon état de surface est indispensable. L'échantillon est alors inspecté aux rayons X (cf. Figure III.11). La figure III.11 illustre une bonne homogénéité de l'éprouvette avec l'absence de bulle d'air (absence de vide aux rayons X).



Figure III.11 : exemple d'observation aux rayons X d'une éprouvette de brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .

### III.4.2. Impact de la température sur la limite d'élasticité et la résistance mécanique

Nous avons vu précédemment qu'il est possible d'extraire quatre grandeurs durant un essai de traction :

- le module d'Young ( $E$  en GPa),
- la limite conventionnelle d'élasticité à 0,2 % de déformation ( $R_{e0,2\%}$  en MPa),
- la résistance mécanique ( $R_m$  en MPa),
- l'allongement à la rupture ( $A$  en %).

La limite d'élasticité et la résistance mécanique sont mesurées en utilisant le mode dit « statique » du viscoanalyseur.

Le module d'Young est évalué par l'intermédiaire d'une mesure dite « dynamique ». Les résultats seront présentés dans le paragraphe suivant.

Au cours des essais de traction, il est important de préciser que le seul paramètre non retenu est l'allongement à la rupture. En effet, d'un essai à l'autre, sa valeur varie énormément. On ne peut donc pas en extraire une loi de comportement, surtout pour des éprouvettes de faible épaisseur (0,6 mm). Pour pallier cette difficulté, il est nécessaire d'obtenir des éprouvettes avec un état de surface moins variable d'un échantillon à l'autre et dont les caractéristiques mécaniques ne se modifient pas au cours des différentes manipulations. C'est la raison pour laquelle, nous avons réalisé des éprouvettes d'épaisseur 1,5 mm. Cependant, le viscoanalyseur METRAVIB VA 2000, à faibles températures (inférieures à 50 °C), n'est pas en mesure d'appliquer des forces de traction suffisantes pour conduire à la rupture de l'éprouvette !

Les essais expérimentaux ont été menés en respectant la norme NF A 03-151. Pour mesurer la limite d'élasticité ( $R_{e0,2\%}$ ) et la résistance mécanique ( $R_m$ ) de l'alliage de brasure, nous nous sommes placés dans les conditions suivantes :

- force statique : 100 N à raison de 1 N/s,
- 4 températures testées : 25 °C, 70 °C, 100 °C et 150 °C,
- 5 éprouvettes caractérisées pour chaque température.

Dans la suite, nous allons analyser l'influence de la température sur les paramètres  $R_{e0,2\%}$  et  $R_m$ .

Les **figures III.12** et **III.13** donnent respectivement l'évolution de la limite conventionnelle d'élasticité et de la résistance mécanique en fonction de la température.

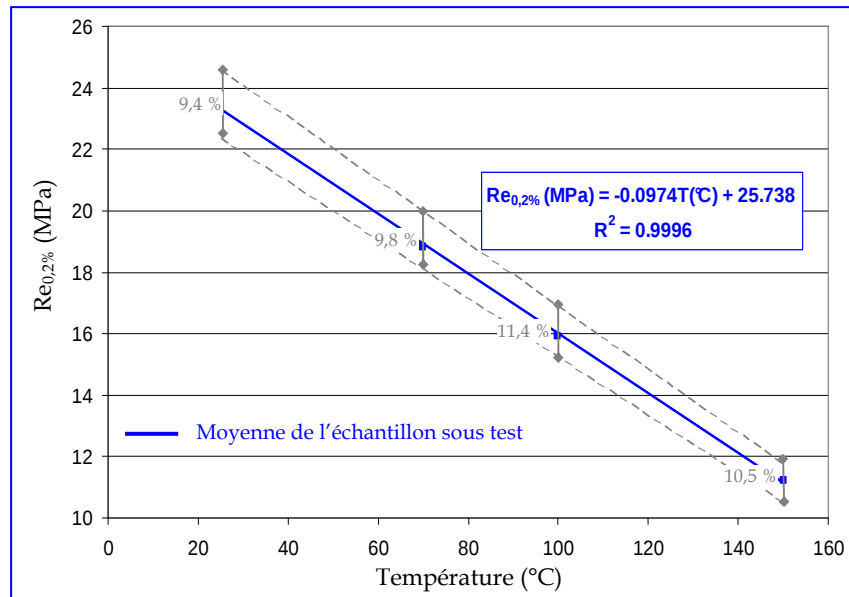


Figure III.12 : influence de la température sur la valeur de la limite conventionnelle d'élasticité ( $Re_{0,2\%}$ ) de l'alliage  $Pb_{92,5}Sn_{5,0}Ag_{2,5}$ .

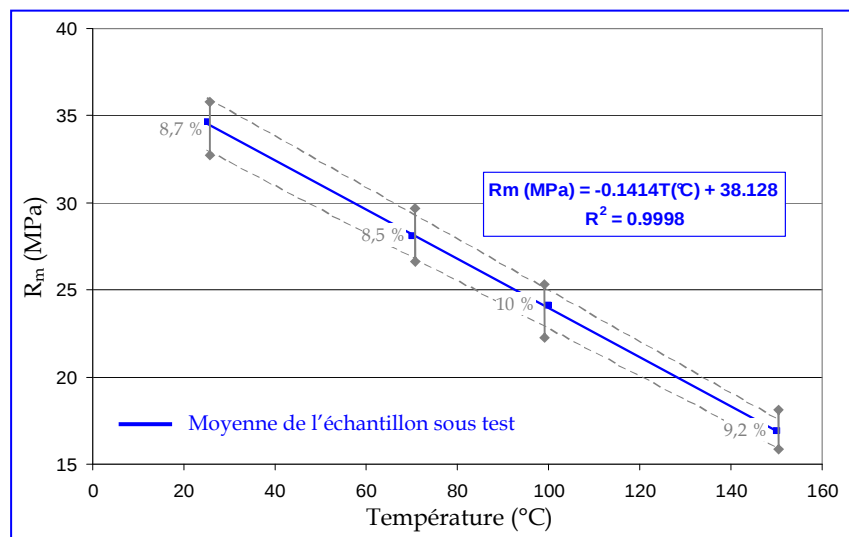


Figure III.13 : influence de la température sur la valeur de la résistance mécanique ( $R_m$ ) de l'alliage  $Pb_{92,5}Sn_{5,0}Ag_{2,5}$ .

Ces figures mettent en évidence une décroissance linéaire des deux grandeurs en fonction de la température. La limite conventionnelle d'élasticité et la résistance mécanique du matériau diminuent d'environ 50 % lorsque la température passe de 25 °C à 150 °C. Lorsque la température augmente, la distance entre les atomes augmente, du fait de l'agitation thermique ; le matériau se dilate. Il devient alors plus mou. C'est la raison pour laquelle, sa limite d'élasticité et sa résistance mécanique sont plus faibles.

Les figures III.14 et III.15 donnent respectivement les évolutions de la limite conventionnelle d'élasticité et la résistance mécanique en fonction de la température. Ces graphiques permettent de comparer les performances des alliages avec et sans plomb. Pour les trois alliages caractérisés, la dispersion moyenne des résultats, sur les cinq éprouvettes testées pour chaque température, est environ égale à  $\pm 5,1$  %.

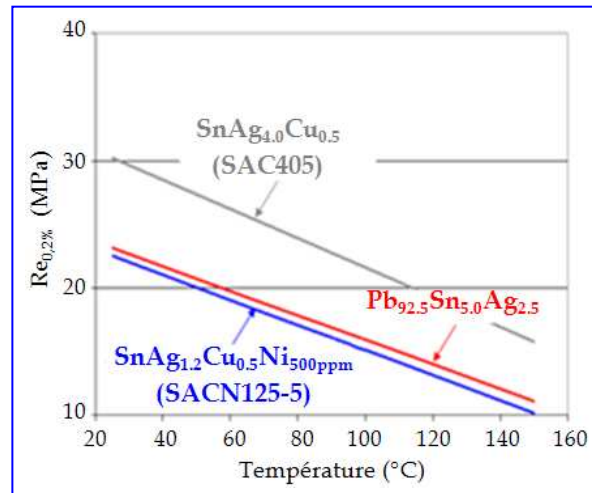


Figure III.14 : limite élastique des alliages avec et sans plomb en fonction de la température.

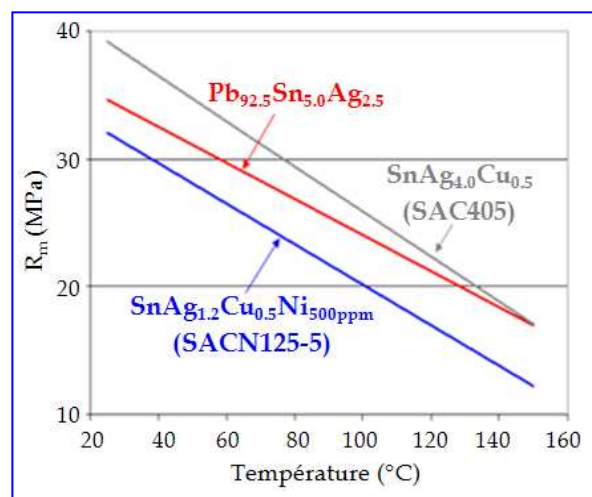


Figure III.15 : résistance mécanique des alliages avec et sans plomb en fonction de la température.

Concernant l'évolution de la limite d'élasticité (cf. **Figure III.14**), l'alliage SACN125-5 présente des caractéristiques similaires à celles de l'alliage à base de plomb. Quant à l'alliage SAC405, sa limite élastique à 25 °C est 34 % plus élevée que celle de l'alliage à base de plomb. Cet écart augmente à haute température puisqu'il représente environ 50 % à 150 °C.

En ce qui concerne l'évolution de la résistance mécanique (cf. **Figure III.15**), celle de l'alliage majoritaire en plomb se situe entre celle des alliages sans plomb. Le SACN125-5 présente les caractéristiques les plus faibles et le SAC405 les performances les plus élevées. Enfin, nous remarquons que la résistance mécanique de l'alliage à base de plomb se rapproche de celle du SAC405 à haute température (150 °C).

L'ensemble des mesures effectuées nous a permis de décrire le comportement élasto-plastique de la brasure en fonction de la température. L'alliage SAC405 présente les meilleures performances en termes de limite d'élasticité ( $Re_{0.2\%}$ ) et de résistance mécanique ( $R_m$ ). Toutefois, malgré une résistance mécanique plus faible, une alternative peut être envisagée sur l'utilisation de l'alliage SACN125-5. En effet, notre choix tient compte du compromis entre les performances mécaniques, la température de fusion et la mouillabilité

de l'alliage. La présence de nickel améliore considérablement la force de mouillage de la brasure sans plomb. Nous avons comparé l'adhésion des alliages SACN125-5 et SAC405 sur une surface de cuivre plane d'épaisseur 1,28 mm et de largeur 10 mm. Pour les deux types de brasure, le profil de température du four est le même. Nous avons alors constaté que la présence de nickel améliore considérablement la force de mouillage des brasures étain – argent – cuivre. En effet, plus de 90 % de la surface de cuivre a été mouillée par le SACN125-5. Cette surface ne représente que 70 % avec le SAC405.

### III.4.3. Influence de la température sur le module d'Young

Le protocole de réalisation des essais de traction en régime dynamique est le suivant :

- fréquences : 1, 5, 10, 40, 60, 80, 100, 125, 150, 175 et 200 Hz sans atteindre le domaine de déformation plastique du matériau,
- températures : 25 °C, 70 °C, 100 °C et 150 °C,
- 5 éprouvettes caractérisées pour chaque température.

L'évolution du module d'Young dynamique, qui se rapproche d'un module tangent, est donnée en **figure III.16**.

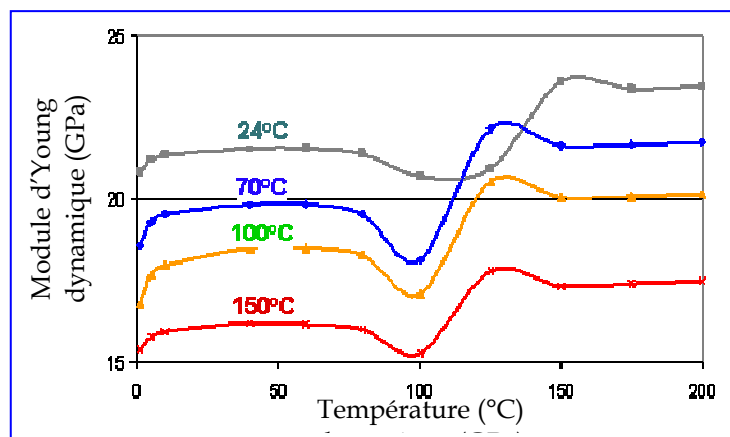


Figure III.16 : évolution du module d'Young dynamique en fonction de la fréquence de sollicitation et de la température (exemple de mesure pour l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ).

La plage utile de variation du module d'Young dynamique se situe entre 10 Hz et 80 Hz. Pour des valeurs de sollicitation inférieures à 10 Hz, il est difficile d'exploiter la valeur de ce paramètre. Au-delà de 80 Hz, nous observons un domaine fréquentiel perturbé correspondant à la résonance de l'alliage (ici entre 80 Hz et 130 Hz). La raideur élevée des éprouvettes métalliques et leurs dimensions (hauteur importante mais nécessaire pour rester dans le domaine de raideur de la machine, largeur et épaisseur faibles) peuvent expliquer cet effet de résonance.

Dans la plage de fréquences où le module d'Young dynamique est constant (i.e. entre 10 Hz et 80 Hz), nous avons tracé l'évolution de ce paramètre en fonction de la température (cf. **Figure III.17**).

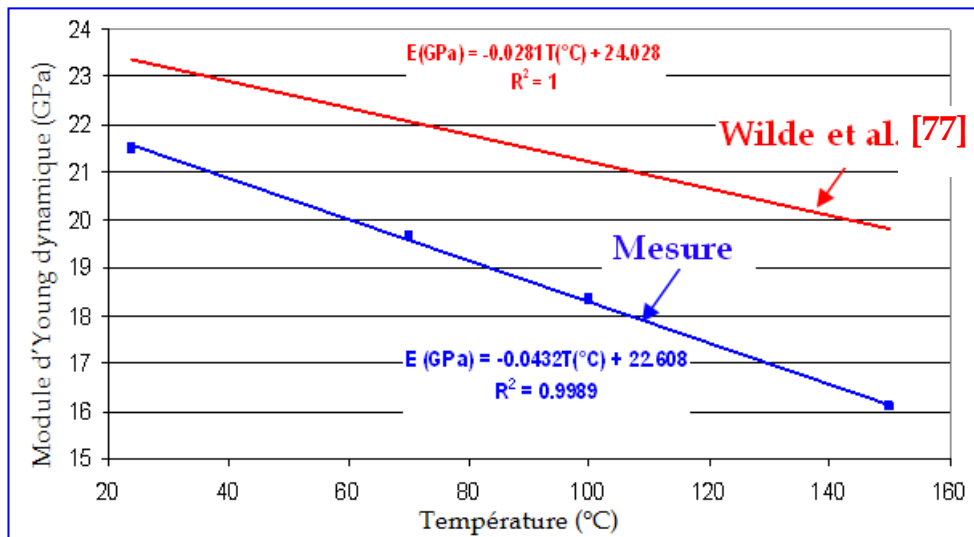


Figure III.17 : évolution du module d'Young dynamique en fonction de la température.

Nous observons alors une décroissance linéaire du module d'Young tangent en fonction de la température. Nous avons comparé nos résultats avec ceux issus de la littérature. Nous avons notamment retenu l'article de *Wilde et al.* [77]. L'écart relatif entre nos mesures et cette référence augmente de façon linéaire en fonction de la température. Il est égal à environ 8,5 % à la température ambiante. En revanche, cet écart vaut environ 18 % à 150 °C. Cependant, dans cet article, les auteurs ne précisent pas le protocole d'extraction du module d'Young tangent, le type de matière utilisé (pâte, billes etc.) et la procédure de réalisation des éprouvettes de brasure. On comprend alors aisément qu'il est difficile d'effectuer une comparaison entre nos données expérimentales et celles présentées dans cette publication.

La **figure III.18** illustre la comparaison de la rigidité des alliages avec et sans plomb en fonction de la température. Nous observons alors que les brasures sans plomb caractérisées sont beaucoup plus rigides. En effet, à titre d'exemple, l'alliage SACN125-5 a en moyenne un module d'Young dynamique environ 2,2 fois plus élevé que l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , dans la gamme de température étudiée (de 25 °C à 150 °C).

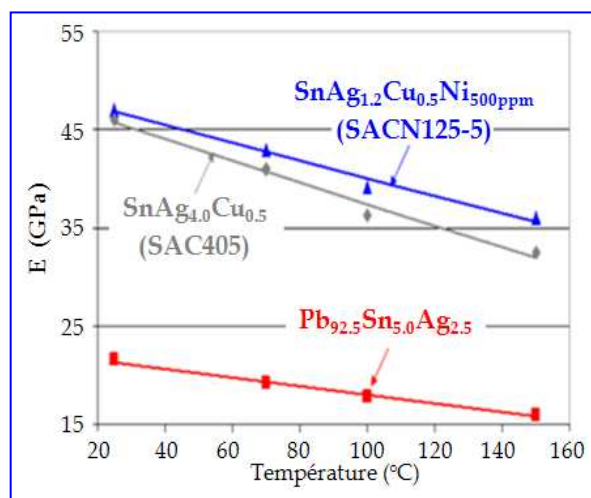


Figure III.18 : module d'Young des alliages avec et sans plomb en fonction de la température.

Les évolutions du module d'Young ( $E$ ), de la limite conventionnelle d'élasticité ( $Re_{0,2\%}$ ) et de la résistance mécanique ( $R_m$ ) en fonction de la température serviront de données d'entrée à la simulation par éléments finis. Ces informations sont fondamentales pour décrire le comportement élasto-plastique de l'alliage  $Pb_{92,5}Sn_{5,0}Ag_{2,5}$ . Elles contribueront également au développement d'un modèle de prédiction de la fatigue de la brasure, lorsque cette dernière subit des cycles de température.

À moyen terme, il sera également judicieux d'étudier l'impact du type d'alliage utilisé (avec ou sans plomb) sur l'estimation de la fatigue du joint de brasure.

### III.4.4. Impact du type d'alliage sur le cisaillement du joint de brasure

Dans cette partie, nous allons étudier l'impact de la nature de l'alliage de brasure (avec ou sans plomb) sur le cisaillement du joint, lorsque ce dernier est soumis à une variation de température.

Pour calculer la contrainte générée dans le joint de brasure, nous allons poser quelques hypothèses simplificatrices. Celles-ci sont nécessaires à cause de la géométrie de l'assemblage du TRIAC et la complexité du comportement de la brasure. Malgré ces simplifications, ce calcul s'avère intéressant car il permet de donner un ordre de grandeur de la contrainte dans le joint lors d'un cyclage thermique.

#### III.4.4.1. Hypothèses du calcul

Nous allons évaluer la contrainte dans le joint de brasure entre le radiateur (Cu) et la céramique ( $Al_2O_3$ ) de l'assemblage du TRIAC isolé. Pour cela, nous considérons un cycle de température d'excursion  $\Delta T = 60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Le problème est considéré à deux dimensions. Seules les dilatations suivant l'axe  $x$  sont prises en compte (cf. **Figure III.19**).

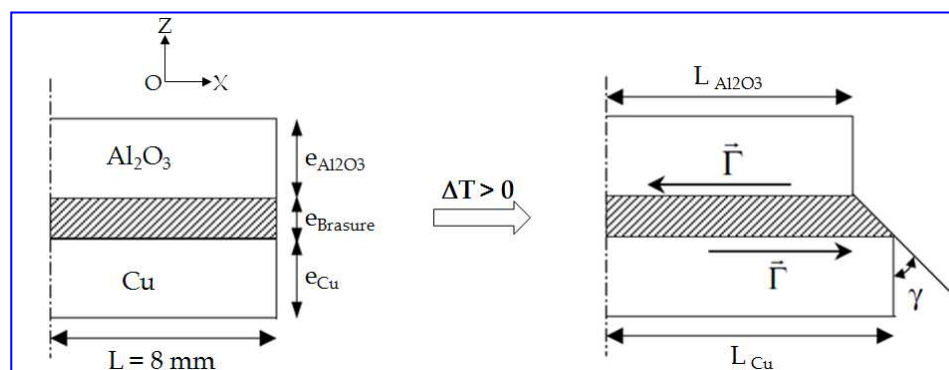


Figure III.19 : représentation schématique de l'étage « Radiateur / Céramique » d'un TRIAC isolé lors d'une élévation de température.

Pour effectuer les calculs, nous utilisons les caractéristiques élastiques (module d'Young, coefficient de Poisson) et les coefficients de dilatation thermique du cuivre et de la céramique (la dilatation thermique de la brasure n'est pas prise en compte). L'hypothèse du comportement purement élastique a pour incidence de considérer le joint de brasure

beaucoup plus rigide qu'il ne l'est en réalité. L'ensemble des caractéristiques, résumées dans le **tableau III.2**, sont supposées indépendantes de la température. L'objectif de ce calcul est en particulier d'étudier l'impact de la rigidité de la brasure sur la valeur de la contrainte de cisaillement du joint.

|                                                                              | Épaisseurs (μm) | E (GPa)      | ν    | α (ppm.K <sup>-1</sup> ) |
|------------------------------------------------------------------------------|-----------------|--------------|------|--------------------------|
| Radiateur (Cu)                                                               | 1280            | 120          | 0,34 | 16,8                     |
| Céramique (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )                                  | 500             | 330          | 0,34 | 7,2                      |
| Brasure avec plomb (Pb <sub>92,5</sub> Sn <sub>5,0</sub> Ag <sub>2,5</sub> ) | 20              | 19,9 @ 25 °C | 0,3  | Pas pris en compte       |
| Brasure sans plomb (e.g. SACN125-5)                                          | 20              | 43,8 @ 25 °C | 0,3  |                          |

Tableau III.2 : propriétés des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé.

#### III.4.4.2. Calcul de la contrainte dans le joint de brasure

Lors d'une variation de température ( $\Delta T$ ), le radiateur (Cu) et la céramique (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) sont soumis à un effort normal  $|\Gamma|$ . Cet effort induit des contraintes  $\sigma_{Cu} = \frac{|\Gamma|}{l \cdot e_{Cu}}$  dans le radiateur et  $\sigma_{Al_2O_3} = \frac{|\Gamma|}{l \cdot e_{Al_2O_3}}$  dans la céramique. Dans ces expressions, «  $l$  » représente la longueur de l'assemblage suivant l'axe (Oy). Les épaisseurs du radiateur et de la céramique sont notées respectivement  $e_{Cu}$  et  $e_{Al_2O_3}$ .

Les conditions d'équilibre de l'assemblage imposent que la somme des efforts normaux soit nulle (cf. Équation (III.10)).

$$|\Gamma_{Cu}| + |\Gamma_{Al_2O_3}| = 0 \Rightarrow \sigma_{Cu} \cdot e_{Cu} = -\sigma_{Al_2O_3} \cdot e_{Al_2O_3} \quad (\text{III.10})$$

Quant au joint de brasure, il subit un effort tranchant  $|\Gamma|$  qui conduit à une contrainte de cisaillement, notée  $\tau$  (cf. Équation (III.11)).

$$\tau \cdot L = |\sigma_{Cu} \cdot e_{Cu}| = |\sigma_{Al_2O_3} \cdot e_{Al_2O_3}| \quad (\text{III.11})$$

-  $L$  : largeur du joint de brasure (m).

En supposant un glissement faible du radiateur et de la céramique, la déformation angulaire ( $\gamma$ ) du joint de brasure est donnée dans la relation (III.12).

$$\tan(\gamma) \approx \gamma = \frac{L_{Cu} - L_{Al_2O_3}}{e_{Brasure}} \quad (\text{III.12})$$

- $L_{Cu}$  : largeur du radiateur (m) suite à une variation de température ( $\Delta T$ ).
- $L_{Al_2O_3}$  : largeur de la céramique (m) suite à une variation de température ( $\Delta T$ ).
- $e_{Brasure}$  : épaisseur de la brasure (m).

Les lois de la thermo-élasticité permettent de calculer les largeurs du radiateur ( $L_{Cu}$ ) et de la céramique ( $L_{Al_2O_3}$ ), lorsque ces matériaux sont soumis à une excursion de température. La relation (III.13) donne les expressions respectivement de  $L_{Cu}$  et  $L_{Al_2O_3}$ . Lors d'une variation de température ( $\Delta T$ ), une déformation d'origine thermique ( $\Delta T \times \alpha$ ) et une autre d'origine

mécanique ( $\varepsilon$ ) sont induites par la liaison « Radiateur (ou Céramique) /Joint de brasure ». Ces déformations viennent s'ajouter à la largeur initiale ( $L$ ) de la brasure.

$$L_{Cu} = L \times (1 + \Delta T \cdot \alpha_{Cu} + \varepsilon_{Cu}) \text{ et } L_{Al_2O_3} = L \times (1 + \Delta T \cdot \alpha_{Al_2O_3} + \varepsilon_{Al_2O_3}) \quad (\text{III.13})$$

La loi de Hooke permet de calculer la déformation du radiateur et de la céramique (cf. Équation (III.14)).

$$\varepsilon_{Cu} = \frac{\tau \times L}{E_{Cu} \cdot e_{Cu}} \text{ et } \varepsilon_{Al_2O_3} = \frac{-\tau \times L}{E_{Al_2O_3} \cdot e_{Al_2O_3}} \quad (\text{III.14})$$

- $E_{Cu}$  : module d'Young du radiateur (Pa).
- $E_{Al_2O_3}$  : module d'Young de la céramique (Pa).

En utilisant les relations (III.13) et (III.14), l'équation (III.12) peut s'exprimer sous la forme donnée dans l'expression (III.15).

$$\gamma = \frac{L}{e_{Brasure}} \times \left[ \Delta T \cdot \Delta \alpha + \tau \cdot L \times \left( \frac{1}{E_{Cu} \cdot e_{Cu}} + \frac{1}{E_{Al_2O_3} \cdot e_{Al_2O_3}} \right) \right] \quad (\text{III.15})$$

- $\Delta \alpha = \alpha_{Cu} - \alpha_{Al_2O_3}$  (ppm.K<sup>-1</sup>).

Considérant la loi de Hooke pour le cisaillement (cf. Équation (III.16)), il est possible d'exprimer la contrainte de cisaillement ( $\tau$ ) dans le joint de brasure (cf. Équation (III.17)).

$$\tau = G \times \gamma, \text{ avec } G = \frac{E_{Brasure}}{2 \cdot (1 + \nu_{Brasure})} \quad (\text{III.16})$$

- $G$  : module d'élasticité transversal ou module de Coulomb (Pa).
- $E_{Brasure}$  : module d'Young de la brasure (Pa).
- $\nu_{Brasure}$  : coefficient de Poisson de la brasure.

$$\tau = \frac{\Delta T \cdot \Delta \alpha}{\frac{2 \cdot e_{Brasure} \cdot (1 + \nu_{Brasure})}{L \cdot E_{Brasure}}} - L \cdot \left( \frac{1}{E_{Cu} \cdot e_{Cu}} + \frac{1}{E_{Al_2O_3} \cdot e_{Al_2O_3}} \right) \quad (\text{III.17})$$

#### III.4.4.3. Impact de la nature de l'alliage de brasure

En utilisant les données du **tableau III.2** et la relation (III.17), nous constatons que la contrainte de cisaillement dans le joint de brasure est constante (environ égale à 6,2 MPa en amplitude), quelle que soit la nature de l'alliage (avec ou sans plomb). Ainsi, le cisaillement de l'étage de brasure entre le radiateur et la céramique dépend principalement de l'excursion de température ( $\Delta T$ ), de la différence de coefficients de dilatation thermique ( $\Delta \alpha$ ) des matériaux adjacents (dans notre cas, entre le radiateur et la céramique) et des dimensions du joint (ici, sa largeur  $L$ ).

L'utilisation d'une brasure sans plomb (SACN125-5) dans le procédé de mise en boîtier du TRIAC ne résoudrait pas a priori la problématique de la fatigue des joints de brasure, lorsque ces derniers sont soumis à des variations de température. Toutefois, dans le cas d'une évolution des directives européennes (RoHS), l'alliage SACN125-5 présenterait une bonne

alternative pour remplacer l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , compte-tenu du bon compromis entre la température de fusion, ses performances mécaniques (limite élastique, résistance mécanique, rigidité), sa force de mouillage et son coût.

### III.4.5. Caractérisation du comportement viscoplastique

Pour extraire la loi de fluage de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , nous nous intéressons uniquement au fluage secondaire puisque c'est le mécanisme prépondérant. Cette loi, déduite de mesures expérimentales, sera exprimée en fonction de la température et de la contrainte (loi de Norton).

Les essais ont été réalisés en utilisant le protocole suivant :

- forces statiques testées : entre 4 N et 14 N,
- vitesse de montée en charge constante : 2 N/s,
- températures : 25 °C, 70 °C, 100 °C et 150 °C.
- 3 éprouvettes testées pour chaque température et chaque force statique.

Les **figures III.20, III.21 et III.22** montrent les courbes de fluage de la brasure  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  pour plusieurs amplitudes de forces et pour plusieurs températures, respectivement 70 °C, 100 °C et 150 °C.

Pour chacune des figures précédemment citées, nous observons principalement deux domaines. L'un correspond au fluage primaire, l'autre au fluage secondaire (ou stationnaire). Dans ce second régime, nous pouvons assimiler une évolution quasi linéaire de la déformation au cours du temps. La pente de cette droite caractérise alors la vitesse de fluage secondaire. Cette approximation est applicable en admettant que le régime stationnaire est atteint. Or, à faible niveau de contrainte, le fluage secondaire n'est visible qu'après une durée d'essai relativement longue (supérieure à 30 min). À titre d'exemple, sur la **figure III.20**, pour une force de 6 N et une température de 70 °C, le début du fluage secondaire ne se manifeste qu'au bout d'environ 1600 s.

Enfin, il est important de noter que le fluage tertiaire devient perceptible lorsque la température et l'intensité de la contrainte augmentent (par exemple, température de 100 °C et force d'intensité égale à 13 N).

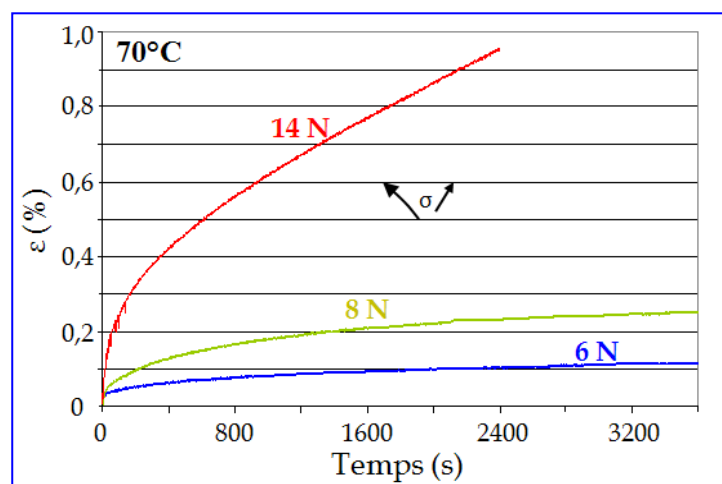


Figure III.20 : fluage à 70 °C de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  pour plusieurs amplitudes de forces.

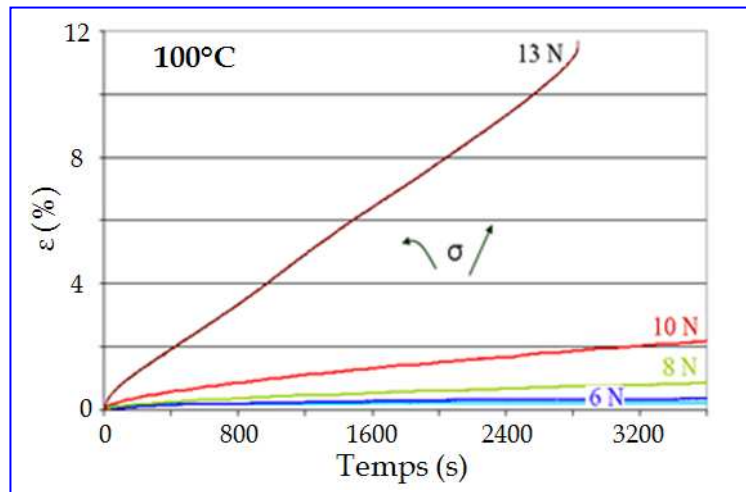


Figure III.21 : fluage à 100 °C de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  pour plusieurs amplitudes de forces.

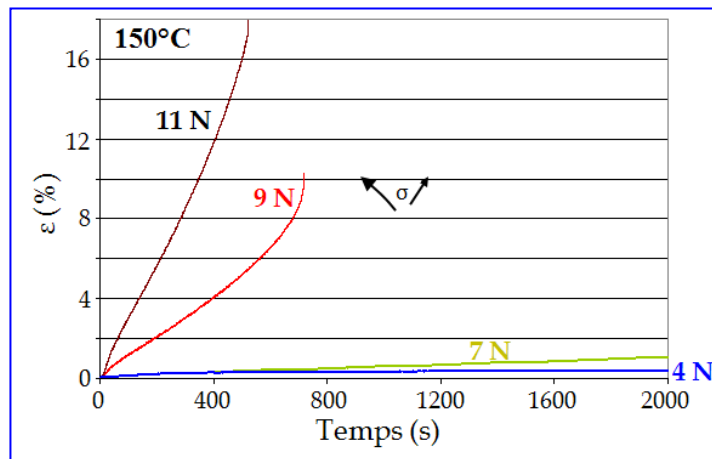


Figure III.22 : fluage à 150 °C de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  pour plusieurs amplitudes de forces.

La **figure III.23** donne l'évolution de la vitesse de fluage secondaire en fonction de la température. L'évolution est exponentielle ; le facteur pré-exponentiel (cf. Paramètre « C » dans l'équation (III.3)) est environ égal à  $2.10^{-13} \text{ s}^{-1}$ .

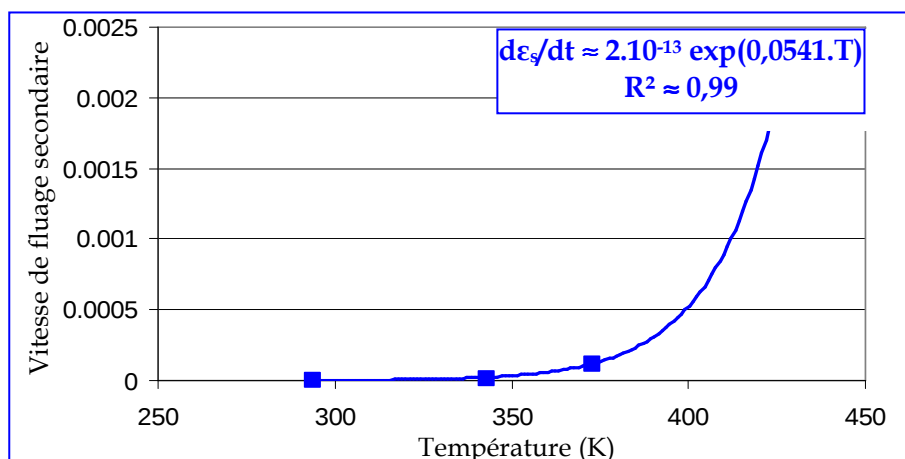
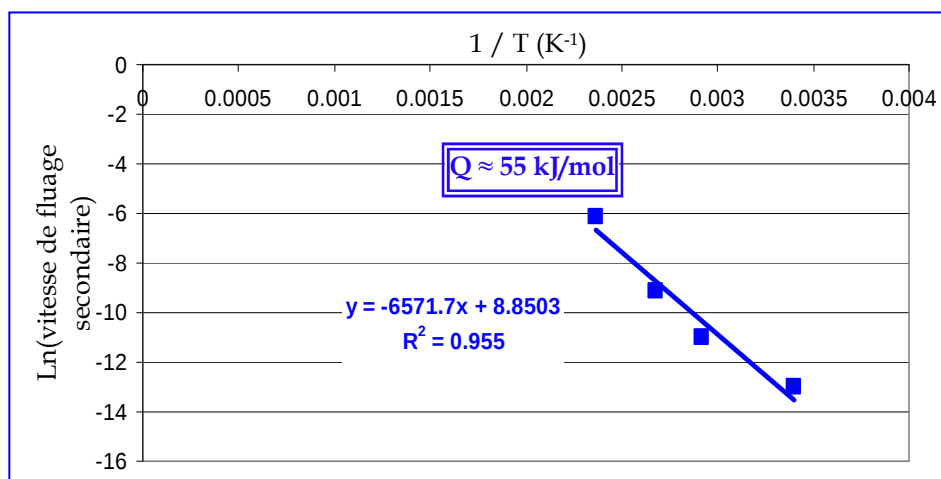
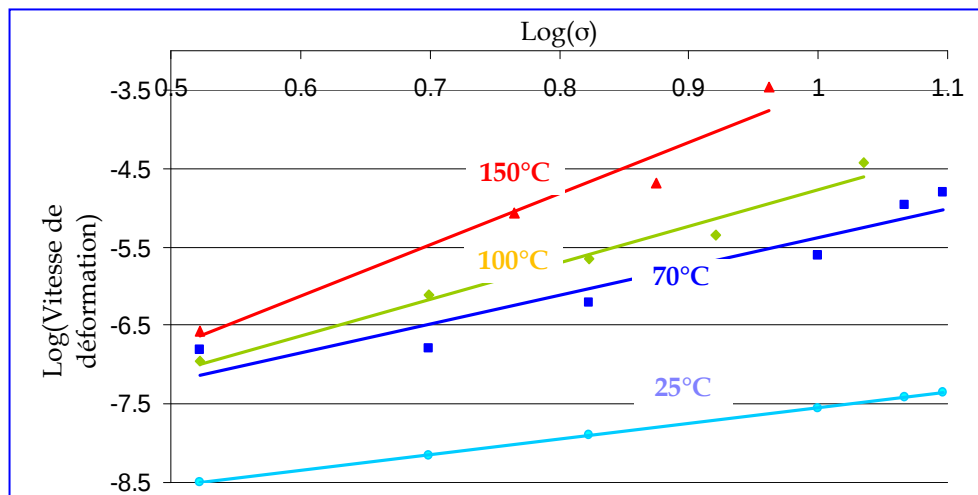


Figure III.23 : vitesse de fluage secondaire de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  en fonction de la température.

La **figure III.24** donne l'évolution de la vitesse de fluage (échelle logarithmique) en fonction de l'inverse de la température, afin d'obtenir une évolution linéaire. La pente de la droite permet d'extraire l'énergie d'activation du mécanisme de fluage. Cette énergie d'activation est environ égale à  $55 \text{ kJ.mol}^{-1}$ . Cette valeur obtenue est proche des énergies d'activation des alliages à base de plomb et sans plomb, couramment rencontrés dans l'industrie du semi-conducteur, dont les valeurs sont comprises entre  $40 \text{ kJ.mol}^{-1}$  et  $60 \text{ kJ.mol}^{-1}$  [78].

Figure III.24 : extraction de l'énergie d'activation du fluage de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .

Pour terminer l'étude du mécanisme de fluage de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ , la **figure III.25** illustre l'évolution de la contrainte en fonction de la vitesse de déformation (échelle log - log), pour les différentes températures ( $25^\circ\text{C}$ ,  $70^\circ\text{C}$ ,  $100^\circ\text{C}$  et  $150^\circ\text{C}$ ). La pente de chaque droite obtenue donne la valeur de l'exposant de Norton (cf. Paramètre « M » de l'équation (III.4)). Cet exposant, dont les valeurs sont regroupées dans le **tableau III.3**, caractérise la sensibilité de la vitesse de déformation à la contrainte. La valeur de l'exposant de Norton triple environ lorsque la température passe de  $25^\circ\text{C}$  à  $150^\circ\text{C}$ .

Figure III.25 : détermination de l'exposant de Norton de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ .

| Température (°C) | Exposant de Norton M |
|------------------|----------------------|
| 25               | 2                    |
| 70               | 3,7                  |
| 100              | 4,7                  |
| 150              | 6,6                  |

Tableau III.3 : exposant de Norton en fonction de la température, pour l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$ .

Les essais de fluage nous ont permis de caractériser le comportement viscoplastique de l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$ . La loi de comportement (loi de Norton) extraite servira de donnée d'entrée à la simulation par éléments finis. Au même titre que les essais d'écroutissage, ces mesures contribueront au développement d'un modèle de prédiction de la fatigue de la brasure, lorsque cette dernière subit des cyclages thermiques.

### III.4.6. Étude du comportement en fatigue

L'essai de fatigue consiste à soumettre chaque éprouvette d'un lot à des cycles d'efforts périodiques, d'amplitude maximale et de fréquences constantes. On relève alors le nombre de cycles ( $N_f$ ) au bout duquel la rupture se produit. L'objectif est de reporter la contrainte appliquée, en fonction du nombre de cycles atteint  $N_f$  (généralement en échelle logarithmique). À chaque éprouvette correspond un point du plan S – N (Stress – Number of cycles). On trace alors la courbe de Wöhler qui traduit pour une contrainte maximale donnée, la probabilité moyenne de rupture [79].

Le protocole des essais est décrit ci-dessous :

- contraintes testées inférieures à la limite conventionnelle d'élasticité du matériau,
- température : 25 °C,
- fréquence de sollicitation : 50 Hz,
- 4 éprouvettes testées.

La courbe expérimentale de Wöhler est présentée en **figure III.26**. Cette courbe de fatigue fait apparaître trois zones distinctes. La première (cf. **(I)** sur la **figure III.26**) caractérise le domaine de fatigue plastique oligocyclique (à faible nombre de cycles). Ce domaine correspond à des niveaux de contraintes élevées, c'est-à-dire entre  $R_{e0,2\%}$  et  $R_m$  (dans notre cas, supérieurs à 23 MPa), pour lesquels se produit une déformation plastique macroscopique du matériau ( $\Delta\epsilon_p$ ).

Dans le domaine d'endurance limitée (cf. **(II)** sur la **figure III.26**), correspondant à des contraintes maximales comprises entre 18 MPa et 23 MPa, la rupture survient après un nombre limité de cycles ( $< 300\,000$ ). Plus particulièrement, le nombre de cycles à la rupture croît quand l'amplitude de la contrainte périodique décroît.

Lorsque la contrainte devient inférieure à une valeur limite, ici environ égale à 18 MPa, on considère qu'il n'y a jamais de rupture par fatigue, quelque soit le nombre de cycles appliqué. Ce domaine, noté **(III)** sur la **figure III.26**, caractérise alors l'endurance illimitée du matériau.

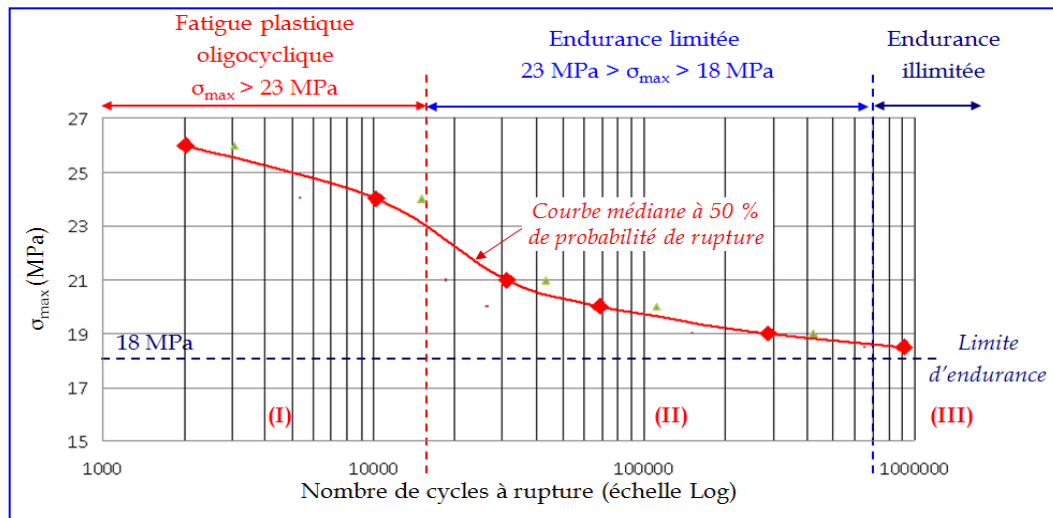


Figure III.26 : courbe de Wöhler de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$  à 25 °C et à 50 Hz.

La fréquence de sollicitation influence la tenue en fatigue par l'intermédiaire de la modification des mécanismes de déformation. La température, quant à elle, interagit avec le processus de fatigue à travers les propriétés de plasticité. Il sera donc nécessaire d'effectuer des mesures complémentaires en faisant varier ces deux paramètres.

Les résultats des essais de fatigue vont nous permettre à terme d'extraire les constantes des modèles analytiques de prédiction de la fiabilité (e.g. Coffin-Manson). Nous nous placerons pour cela dans la zone de fatigue plastique oligocyclique (cf. **Figure III.26 (I)**).

Toutefois, des mesures complémentaires seront nécessaires afin d'analyser l'impact de la température et de la fréquence de sollicitation sur la tenue en fatigue de la brasure. Cette étude pourra également être menée sur les alliages sans plomb (SAC405 et SACN125-5).

### III.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons caractérisé les propriétés thermomécaniques des alliages de brasure à base de plomb ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ), utilisés pour réaliser les interfaces d'assemblage des TRIAC.

Les résultats des mesures effectuées en statique et en dynamique ont confirmé la décroissance linéaire du module d'Young, de la limite conventionnelle d'élasticité et de la résistance mécanique en fonction de la température. Le comportement visqueux du matériau a été mis en évidence en fonction de la contrainte et de la température. Ces mesures seront utilisées dans le chapitre suivant pour alimenter les simulations numériques. Elles sont déterminantes pour expliquer le plus finement possible les mécanismes de défaillance des TRIAC, lorsque ces derniers sont sollicités en cyclages de puissance. Ces mesures expérimentales vont aussi contribuer au développement d'un modèle de prédiction de la fatigue du joint de brasure.

Des essais de fatigue ont été réalisés pour déterminer la durée de vie de l'alliage  $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ . Des mesures complémentaires sont toutefois indispensables pour quantifier l'influence de la température et de la fréquence de sollicitation sur la tenue en fatigue de la brasure.

La principale perspective de ce travail est de pouvoir relier la résistance à la fatigue de l'alliage caractérisé aux différents essais de cyclages thermiques effectués sur les TRIAC.

Afin d'anticiper l'extension des directives RoHS aux brasures internes des composants discrets, nous avons commencé à proposer une alternative. Cette solution s'oriente autour des alliages à base d'étain, d'argent et de cuivre et en particulier, de l'alliage SACN125-5, qui présente un bon compromis entre sa température de fusion, ses performances mécaniques, sa force de mouillage et son coût. Il sera intéressant d'étudier, à l'aide des simulations numériques et des essais de cyclages de puissance, l'impact du type de brasure (avec ou sans plomb) sur la durée de vie des TRIAC.



# Chapitre 4

## Influence des profils thermiques sur la fiabilité fonctionnelle des TRIAC

« Le discours traduisant une expérience est souvent plus important que l'expérience elle-même. »

Bernard WERBER, écrivain français

Extrait de Les Thanatonautes

### Sommaire

---

|                                                                              |            |
|------------------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>IV.1. INTRODUCTION .....</b>                                              | <b>121</b> |
| <b>IV.2. METHODOLOGIE .....</b>                                              | <b>122</b> |
| IV.2.1. Présentation de la démarche .....                                    | 122        |
| IV.2.2. Banc d'essai de cyclage de puissance.....                            | 123        |
| IV.2.3. Modélisation par éléments finis .....                                | 128        |
| <b>IV.3. IMPACT DU PROFIL APPLICATIF SUR LA DUREE DE VIE DES TRIAC... ..</b> | <b>133</b> |
| IV.3.1. Critère de défaillance .....                                         | 133        |
| IV.3.2. Influence du temps de montée .....                                   | 137        |
| IV.3.3. Impact du temps de palier .....                                      | 141        |
| IV.3.4. Influence de l'excursion de la température du boîtier .....          | 143        |
| IV.3.5. Synthèse .....                                                       | 146        |
| <b>IV.4. VERS UNE EXTRAPOLATION DE LA DUREE DE VIE.....</b>                  | <b>146</b> |
| IV.4.1. Préambule.....                                                       | 146        |
| IV.4.2. Les modèles de prédiction de la durée de vie .....                   | 147        |
| IV.4.3. Exemple d'extrapolation pour un TRIAC non-isolé .....                | 150        |



## IV.1. Introduction

Un des enjeux majeurs de cette thèse est de comprendre les mécanismes à l'origine de la défaillance des TRIAC suite à des cyclages de puissance. Comme le décrit le deuxième chapitre, nous avons caractérisé une large gamme de charges alternatives présentes dans différents appareils électroménagers (e.g. aspirateurs, micro-ondes, ...). Nous avons notamment relevé les amplitudes des courants d'appel, ainsi que leur durée, lors du démarrage des charges. Nous avons également évalué les élévations de température au sein du TRIAC, aussi bien pour la température du boîtier ( $T_c$ ) que pour la température de jonction ( $T_j$ ), lorsque le composant dissipe de la puissance lors de son fonctionnement.

Ces travaux ont permis d'aboutir à la définition de profils thermiques applicatifs, qualifiés ici de « profils de mission ». La problématique est alors d'évaluer la robustesse des composants face à ces cas d'application. Un moyen simple de définir si la durée de vie du TRIAC est compatible pour un profil de mission donné est de reproduire expérimentalement les contraintes vues par le composant. Il est alors nécessaire de disposer d'un équipement de test modulable. Ce dernier doit en particulier permettre de contrôler l'ensemble des paramètres caractéristiques du profil thermique applicatif (amplitude et durée de la contrainte).

Une étude qui repose uniquement sur un retour d'expériences engendre des contraintes importantes en termes de durée et de coût. En effet, pour mener les essais, nous devons disposer d'un nombre suffisant de composants (30 TRIAC isolés et 30 TRIAC non-isolés, pour chaque paramètre d'un cycle de température dont on cherche à étudier l'influence). De plus, la durée des tests pour parvenir au vieillissement des composants peut être longue (de plusieurs semaines jusqu'à quelques mois). Dans cette durée, il faut également tenir compte du contrôle manuel (main d'œuvre) des pièces sous test. C'est la raison pour laquelle, il paraît judicieux de s'appuyer sur les outils de simulation numérique pour anticiper les phénomènes physiques à l'origine de la dégradation des TRIAC. Ce travail est toutefois possible uniquement si les mécanismes de défaillance des composants sont clairement identifiés.

Nous avons vu dans le premier chapitre que les cyclages thermiques actifs ou passifs fatiguent les interfaces de collage et plus particulièrement, les joints de brasure utilisés pour assembler les différents matériaux constitutifs du TRIAC. Dans ce chapitre, nous allons utiliser la simulation numérique par éléments finis (ANSYS®) pour à la fois, comprendre les mécanismes de défaillance, mais également pour pressentir l'apparition d'un dysfonctionnement d'un TRIAC suivant un profil de mission donné. Toutefois, pour garantir la finesse de ces modèles numériques, il est primordial de disposer des propriétés thermo-physiques des matériaux et surtout celles des joints de brasure. Nous allons utiliser pour cela les résultats obtenus dans le chapitre précédent. Les résultats des essais expérimentaux vont nous permettre d'avoir des données quantitatives sur le taux de vieillissement ou le taux de dérive des paramètres des TRIAC. Ces informations serviront à la calibration des modèles de simulation.

## IV.2. Méthodologie

### IV.2.1. Présentation de la démarche

La **figure IV.1** illustre la démarche générale adoptée pour répondre à la problématique présentée précédemment. Cette méthodologie repose sur la détermination d'une loi de fatigue de la brasure. La modélisation par éléments finis permet d'extraire un paramètre mécanique (e.g. amplitude des déformations plastiques, énergie de déformation plastique du joint, ...). Ce paramètre est la donnée de sortie de la simulation. Il sera utilisé pour calculer la durée de vie en fatigue du joint de brasure. Pour alimenter la simulation, il est indispensable de renseigner d'une part, les propriétés thermomécaniques des matériaux de l'assemblage et d'autre part, les profils thermiques applicatifs. Pour assurer une précision suffisante du résultat numérique et pour calibrer le modèle, des informations expérimentales de durée de vie sont indispensables.

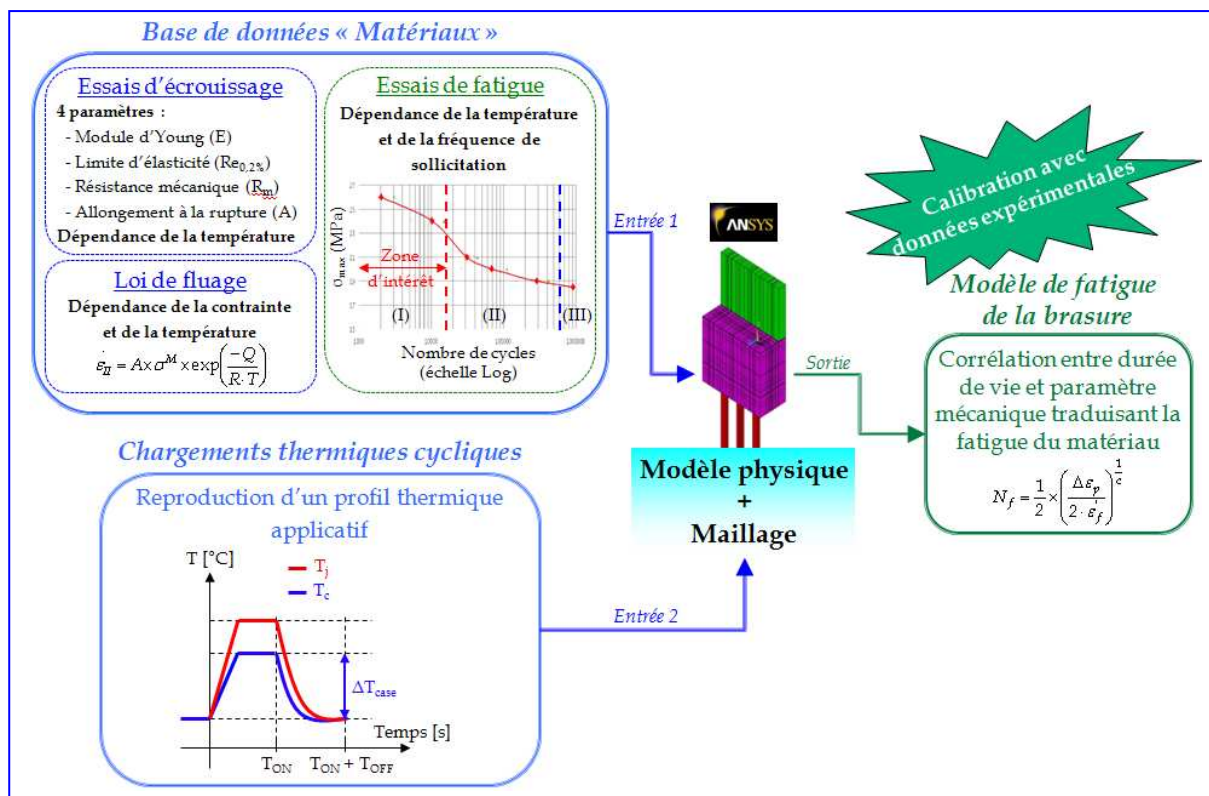


Figure IV.1 : démarche générale d'étude de la fatigue thermomécanique de l'assemblage du TRIAC.

Cette méthodologie repose donc sur deux piliers majeurs :

- L'obtention de données expérimentales de fiabilité. Il est pour cela nécessaire de disposer d'un banc de test modulable pour reproduire les contraintes thermiques applicatives.
- La modélisation des mécanismes de dégradation des TRIAC via la simulation numérique par éléments finis (ANSYS®).

## IV.2.2. Banc d'essai de cyclage de puissance

### IV.2.2.1. Préambule

Au cours d'un cycle de puissance, quatre grandeurs caractéristiques du profil de la température du boîtier ( $T_c(t)$ ) peuvent être définies (cf. **Figure IV.2**) :

- le temps de montée ( $t_r$ ) de la température initiale ( $T_{c\_low}$ ) à la température maximale ( $T_{c\_high}$ ),
- le temps de palier (PW) à la température maximale,
- la température maximale ( $T_{c\_high}$ ),
- l'excursion de température ( $\Delta T_{case} = T_{c\_high} - T_{c\_low}$ ).

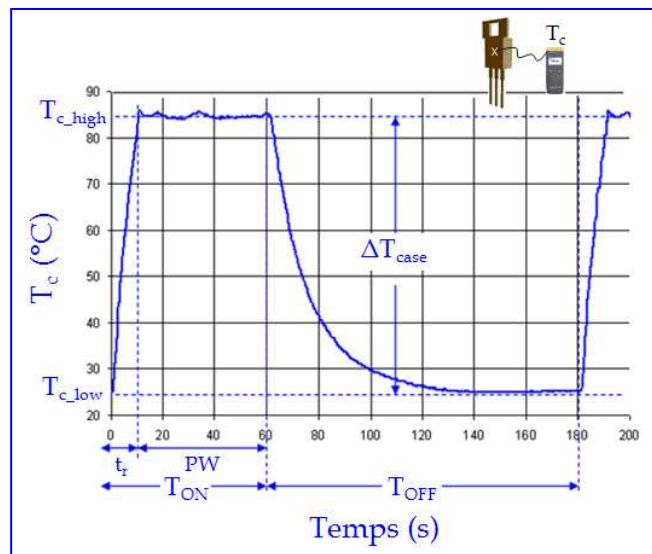


Figure IV.2 : paramètres clés d'un cycle de puissance.

Pour évaluer l'impact de chaque grandeur du cycle thermique sur la fiabilité des TRIAC, nous avons conçu et entièrement réalisé un banc d'essai dédié aux cyclages de puissance. Ce banc permet à un utilisateur de contrôler le profil de la température du boîtier d'un composant sous test et de mesurer les différents paramètres ( $t_r$ , PW,  $T_{c\_low}$ ,  $T_{c\_high}$ ,  $\Delta T_{case}$ ). Ce travail nous permet d'obtenir, via l'utilisation de cet équipement, des données quantitatives en vue d'une meilleure compréhension de l'influence de chaque grandeur précédemment définie sur la durée de vie des TRIAC.

Il est à noter que ce banc a été intégré aux équipements du laboratoire de fiabilité de STMicroelectronics pour réaliser les essais traditionnels de qualification des nouveaux composants.

### IV.2.2.2. Architecture du banc d'essai et choix technologiques

Le banc de cyclage thermique actif permet de mener des campagnes de fiabilité fonctionnelle sur la plupart des thyristors et des TRIAC développés par STMicroelectronics, dans la gamme de courant efficace comprise entre 600 mA et 25 A. Les boîtiers testés sont de type TO-220, TO-220FP, TO-202 et TOP-3.

La **figure IV.3** donne le synoptique du banc. Ce dernier est constitué de deux parties :

- une partie « puissance »,
- une partie « interfaces ». Elle comprend l'interface utilisateur proprement dite (ou IHM, « Interface Homme / Machine »). Elle prend également en charge le traitement de l'information transitant entre l'IHM et les organes de puissance.

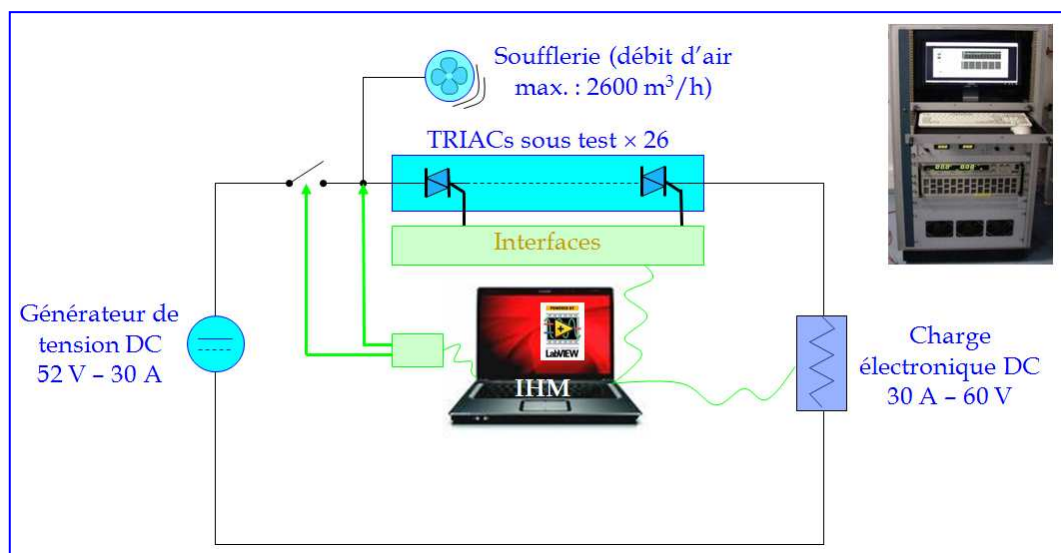


Figure IV.3 : synoptique et photographie du banc d'essai de cyclage de puissance.

La partie puissance comprend une charge électronique DC 60 V – 30 A (ZS3060 du constructeur H&H), alimentée par un générateur de tension DC 52 V – 30 A (SM5230 du constructeur DELTA ELEKTRONICA BV). Cette charge programmable est utilisée en mode « courant constant ». Dans ce mode, les TRIAC peuvent être parcourus par plusieurs échelons de courant d'amplitude et de durée réglables. Ces échelons sont directement renseignés via un PC à partir de l'interface RS232 de la charge électronique. En imposant les différents niveaux de courant aux composants sous test, il est possible que la température de leur boîtier ( $T_c$ ) suive le profil demandé.

Les essais de cyclage de puissance peuvent être menés sur 26 TRIAC associés en série. Ce type d'association a été choisi pour limiter la puissance dissipée. Dans ces conditions, chaque composant est parcouru par le même profil de courant, c'est-à-dire celui imposé par la charge électronique. Ce mode de fonctionnement présente quelques limitations. Si un TRIAC est dégradé en circuit ouvert, l'essai de cyclage thermique est interrompu. Pour remédier à cet inconvénient, nous avons réalisé un circuit de détection dont le rôle est de contrôler une éventuelle annulation du niveau de courant dans le montage. Lorsqu'un des composants est défaillant en circuit ouvert, le test de fiabilité est alors systématiquement arrêté, le nombre de cycles atteint est mémorisé afin de redémarrer l'essai pour le nombre de cycles restant.

Enfin, la partie puissance nécessite une ventilation tangentielle pour refroidir les composants. Cette ventilation (QK10A-2M-48-FK du constructeur ALPHATEST), alimentée sur le réseau triphasé 230 V / 380 V, est capable de fournir un débit d'air maximal de 2600 m³/h.

L'interface Homme / Machine gère la communication entre l'utilisateur et le banc de test. Elle contrôle le bon déroulement des essais de cyclage de puissance. Cette interface graphique a été réalisée à l'aide du logiciel LabVIEW™ car la charge électronique peut être aisément pilotée à l'aide de cet outil. Il est important de préciser que le traitement de l'information transitant entre l'IHM et les organes de puissance est entièrement pris en charge avec LabVIEW™. L'interface graphique permet à un utilisateur de définir tous les paramètres nécessaires pour obtenir un profil de température souhaité ( $t_r$ , PW,  $T_{c\_low}$ ,  $T_{c\_high}$ ,  $\Delta T_{case}$ ). Les échelons de courant, nécessaires pour avoir un profil de mission donné, sont renseignés dans l'IHM.

#### IV.2.2.3. Validation du principe de contrôle du temps de palier

L'originalité de l'équipement mis en place réside dans le maintien du palier à la température maximale. Dans ce paragraphe, nous allons valider le principe de contrôle de la durée du palier (PW) en injectant dans le TRIAC plusieurs échelons de courant. Un calcul préliminaire, effectué avec le logiciel Mathcad, est alors nécessaire. Ce calcul repose sur la connaissance de l'impédance thermique transitoire d'une part, entre la jonction et l'air ambiant ( $Z_{th(j-a)}(t)$ , de l'anglais « junction-to-ambient thermal impedance ») et d'autre part, entre la jonction et le boîtier ( $Z_{th(j-c)}(t)$ , de l'anglais « junction-to-case thermal impedance »). Rappelons que cette impédance thermique correspond à la réponse indicielle en température du TRIAC. Elle permet de décrire l'évolution thermique transitoire du composant.

La **figure IV.4** donne un exemple de mesure de la  $Z_{th(j-a)}$  et de la  $Z_{th(j-c)}$  en fonction du temps, pour un TRIAC haute température 16 A, 600 V, encapsulé dans un boîtier TO-220 isolé. Ces données expérimentales ont été obtenues à partir d'un équipement de test appelé « PHASE-11 » du constructeur ANALYSIS TECH. Cet appareil permet d'effectuer une mesure de l'impédance thermique au refroidissement. Cette méthode diffère de celle qui consiste à mesurer l'augmentation de la  $T_j$  d'un composant à la fin d'un échelon de puissance de largeur connue (méthode de mesure de la  $Z_{th}$  à l'échauffement). Avec l'équipement « PHASE-11 », le composant sous test est parcouru par un échelon de puissance. Lorsque l'équilibre thermique est atteint, l'injection de puissance est interrompue. On mesure alors la  $T_j$  pendant toute la durée du refroidissement. Notons que la  $T_j$  est déduite d'une mesure indirecte. Cette méthode est fondée sur l'utilisation d'un paramètre électrique thermosensible. Ce dernier donne l'image de la température de jonction du composant. Pour le TRIAC, on mesure la chute de tension à l'état passant ( $V_{TM}$ ) du TRIAC. La gâchette de ce dernier est déconnectée ; le composant est alors assimilé à une diode. On exprime ainsi le  $V_{TM}$  en fonction de la température.

Pour chaque échelon de puissance, l'opération est effectuée une seule fois. L'échantillonnage de la température de jonction permet de décrire toute la courbe d'impédance thermique.

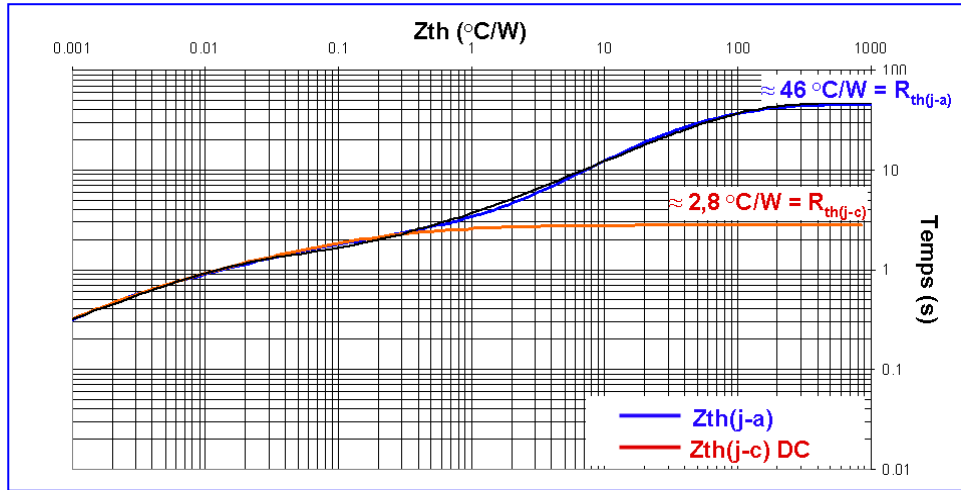


Figure IV.4 : mesures expérimentales de la  $Z_{th(j-a)}(t)$  et de la  $Z_{th(j-c)}(t)$  d'un TRIAC haute température 16 A, 600 V, encapsulé dans un boîtier TO-220 isolé.

Une fois l'impédance thermique transitoire caractérisée, il est possible d'évaluer la température de jonction du TRIAC quelque soit le profil de puissance dissipée. On utilise alors le produit de convolution, dont l'expression est rappelée dans l'équation (IV.1).

$$T_{j_i} = T_{j_0} + \sum_{j=0}^{i-1} Z_{th(j-a)}(t_{i-j}) \times (P_{dis(j+1)} - P_{dis j}) \quad (IV.1)$$

- $T_j$  : température de jonction (°C).
- $T_{j_0}$  : température de jonction (°C) initiale (température ambiante en général).
- $Z_{th(j-a)}$  : impédance thermique transitoire (°C/W) entre la jonction et l'air ambiant.
- $P_{dis}$  : puissance dissipée (W) par le TRIAC à l'état passant.

L'évolution de la température du boîtier au cours du temps est ensuite calculée en utilisant l'expression (IV.2). Pour déduire la température du boîtier à partir de la  $T_j$ , nous utilisons directement la valeur de la  $R_{th(j-c)}$  et non de la  $Z_{th(j-c)}$ . En effet, les durées de montée et du palier à la température maximale sont bien supérieures à la seconde ; nous sommes donc en régime permanent (cf. Figure IV.4).

$$T_{c_i} = T_{j_i} - P_{dis i} \times R_{th(j-c)} \quad (IV.2)$$

- $T_c$  : température du boîtier (°C).
- $T_j$  : température de jonction (°C).
- $P_{dis}$  : puissance dissipée (W) par le TRIAC à l'état passant.
- $R_{th(j-c)}$  : résistance thermique (°C/W) entre la jonction et le boîtier.

La figure IV.5 illustre par exemple les échelons de courant à injecter dans le TRIAC, pour avoir une évolution de la température du boîtier avec le profil suivant :  $\Delta T_{case} = 60^\circ\text{C}$ ,  $t_r = 10\text{ s}$ ,  $PW = 50\text{ s}$ . Pour répondre au cahier des charges fixé, quatre échelons de courant sont nécessaires. Il est important de préciser que les niveaux de courant entre la mesure expérimentale et le calcul théorique de la température du boîtier du TRIAC sont identiques. Sur la figure IV.5, le profil expérimental de la température du boîtier coïncide parfaitement avec celui évalué mathématiquement. Le principe de contrôle de la durée du palier est donc validé.

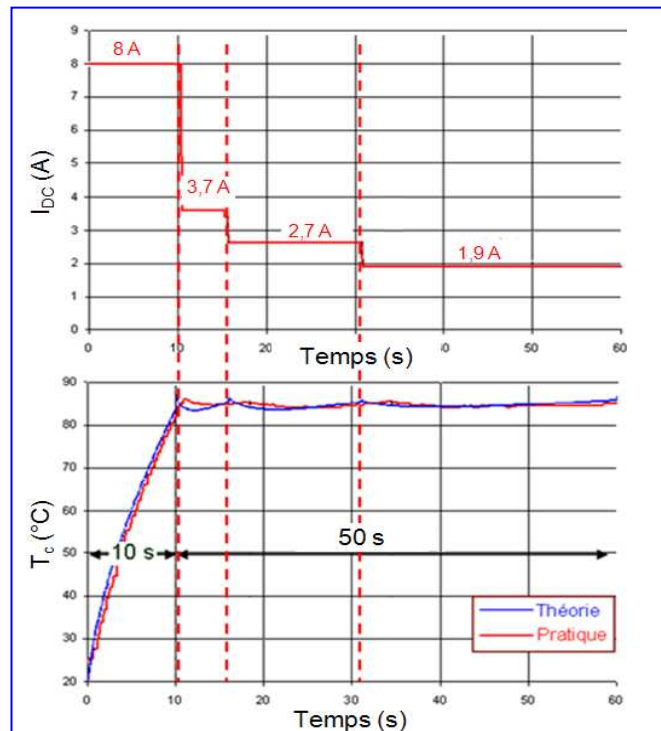


Figure IV.5 : validation du principe de contrôle de la durée du palier à la température maximale.

#### IV.2.2.4. Mesure de la température du boîtier des composants

Au cours d'un essai de cyclage thermique actif, le banc d'essai nous permet de contrôler à tout moment l'évolution temporelle de la température du boîtier sur huit composants. Étant donnée la plage de variation de la  $T_c$  des TRIAC, c'est-à-dire entre 25 °C et 180 °C pour les applications recensées, et pour que la mise en œuvre soit simple, nous utilisons un capteur infrarouge (MID-20LT du constructeur RAYTEK). Ce type de sonde permet de mesurer sans contact, de façon précise et répétable, la quantité d'énergie émise par un objet. Cette énergie est ensuite convertie en un signal de température. Le capteur dispose de plusieurs formats de sortie de type :

- thermocouple (J ou K),
- tension (0 – 5 V DC),
- courant (0 – 20 mA ou 4 – 20 mA).

Dans notre cas, nous utilisons la sortie thermocouple de type K. Le **tableau IV.1** résume les spécifications du constructeur. Notons que pour avoir une bonne mesure de la température, l'arrière du boîtier doit être peint en noir mat. Son émissivité, comprise entre 0,95 et 1, permet alors de se rapprocher des propriétés d'un corps noir.

|                                |                                                  |
|--------------------------------|--------------------------------------------------|
| <b>Plage de température</b>    | -40 °C – +600 °C                                 |
| <b>Temps de réponse à 95 %</b> | 150 ms                                           |
| <b>Précision</b>               | ± 2,5 °C en considérant la valeur la plus élevée |
| <b>Émissivité ajustable</b>    | De 0,1 à 1,1                                     |

Tableau IV.1 : spécifications du constructeur du capteur infrarouge MID-20LT.

Pour exploiter les différentes mesures de  $T_{case}$ , nous utilisons un convertisseur appelé « Data Logger » du constructeur PICO TECHNOLOGY. Cet appareil est capable de convertir

les informations fournies par huit thermocouples vers un port série connecté à l'ordinateur. De plus, le constructeur de cet appareil met à disposition un pilote permettant l'exploitation de ces mesures à l'aide du logiciel LabVIEW™.

### IV.2.3. Modélisation par éléments finis

#### IV.2.3.1. Avant-propos

La plupart des problèmes de la physique peuvent être décrits mathématiquement à partir d'équations aux dérivées partielles (linéaires ou non, à coefficients constants ou non). Prenons l'exemple d'un mur simple (cf. **Figure IV.6**) dont on cherche à évaluer la puissance échangée entre les deux parois. On suppose pour cela que les facettes du mur sont maintenues à des températures ( $T_{P1}$  et  $T_{P2}$ ) uniformes, constantes et connues.

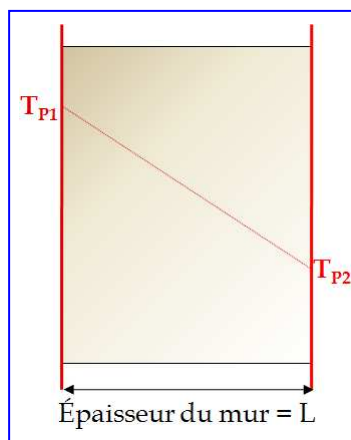


Figure IV.6 : répartition de la température dans un mur simple à parois isothermes.

Les deux conditions aux limites ( $T = T_{P1}$  en  $l = 0$  et  $T = T_{P2}$  en  $l = L$ ) permettent de résoudre simplement l'équation de la chaleur. Ainsi, la répartition de la température dans l'épaisseur (notée «  $l$  ») du mur est linéaire (cf. Équation (IV.3)).

$$T(l) = T_{P1} + \left( \frac{T_{P2} - T_{P1}}{L} \right) \times l \quad (\text{IV.3})$$

- $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$  : températures (en °C ou K) des parois du mur.
- $L$  : épaisseur (en m) du mur.

La puissance échangée entre les deux surfaces latérales du mur est en outre déduite de la loi de Fourier (cf. Équation (IV.4)).

$$P = \frac{k \cdot S}{L} \times (T_{P1} - T_{P2}) \quad (\text{IV.4})$$

- $P$  : puissance (en W) échangée entre les deux parois du mur.
- $k$  : conductivité thermique (en  $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) du matériau constitutif du mur.
- $S$  : section (en  $\text{m}^2$ ) du mur.
- $L$  : épaisseur (en m) du mur.
- $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$  : températures (en °C ou K) des parois du mur.

Dans l'exemple ci-dessus, la solution analytique du problème thermique est possible car la forme géométrique du mur est simple et les conditions aux limites sont fixées.

Toutefois, ces méthodes analytiques ne reflètent pas la grande complexité des systèmes physiques réels. C'est notamment le cas lorsqu'on veut mettre en évidence des phénomènes de couplage électrique, thermique et mécanique dans les composants de puissance. Pour résoudre les équations aux dérivées partielles, plusieurs solutions peuvent alors être envisagées :

- linéariser autour d'un point de fonctionnement,
- effectuer des calculs asymptotiques (dans certains cas),
- modéliser en utilisant les outils de simulation numérique (toujours possible).

Les méthodes numériques sont potentiellement puissantes. Toutefois, ces dernières souffrent d'erreurs intrinsèques incontournables. Parmi ces erreurs, nous pouvons lister entre autres, celles induites lors de la discrétisation du système physique ou encore les erreurs de modélisation (hypothèses idéalistes sur les caractéristiques du milieu, les conditions aux limites, ...). Il est donc utopique de croire que seules les simulations numériques permettent d'analyser un système physique. L'expérimentation reste toujours un complément à la simulation, surtout pour « recalculer » les paramètres du modèle numérique.

En analyse numérique, la méthode des éléments finis, introduite dans les années 1970, est souvent utilisée. Cette méthode permet de discrétiser le problème réel et de résoudre une équation aux dérivées partielles définie sur un domaine. Elle comporte des conditions aux limites permettant de garantir l'existence et l'unicité de la solution. La discrétisation passe nécessairement par une approximation de la géométrie. On définit alors un « maillage » du domaine qui n'est autre qu'un découpage de l'espace dont chaque pavé est appelé « élément fini ». Les éléments du maillage sont reliés entre eux par des « nœuds ». Cette méthode de résolution fournit ainsi une solution numérique a priori plus « pauvre » qu'une solution analytique. Cependant, plus le maillage est resserré, plus le résultat obtenu sera proche de la réalité. Si on utilise un logiciel utilisant la méthode des éléments finis, la finesse du maillage conduit à des temps de calcul longs. À titre d'exemple, une simulation thermomécanique d'un TRIAC, constitué de 12532 éléments et de 37662 nœuds, soumis à trois cycles de puissance, prendra environ deux jours. Cette simulation est pourtant menée à partir d'un PC équipé d'un processeur Pentium IV, cadencé à la fréquence de 3 GHz, doté de 2 Go de mémoire vive. L'espace disque disponible pour les calculs représente 1 To.

#### IV.2.3.2. Méthodologie

La modélisation des mécanismes de dégradation des TRIAC est réalisée en s'appuyant sur le logiciel commercial ANSYS® en version 11.0. Cet outil de simulation numérique utilise la méthode des éléments finis.

Nous modélisons ici la fatigue mécanique de l'assemblage du TRIAC due à des contraintes thermiques cycliques. La méthodologie utilisée consiste à réaliser trois modèles (cf. **Figure IV.7**) :

- modèle thermique,
- modèle thermomécanique,
- modèle de fatigue.

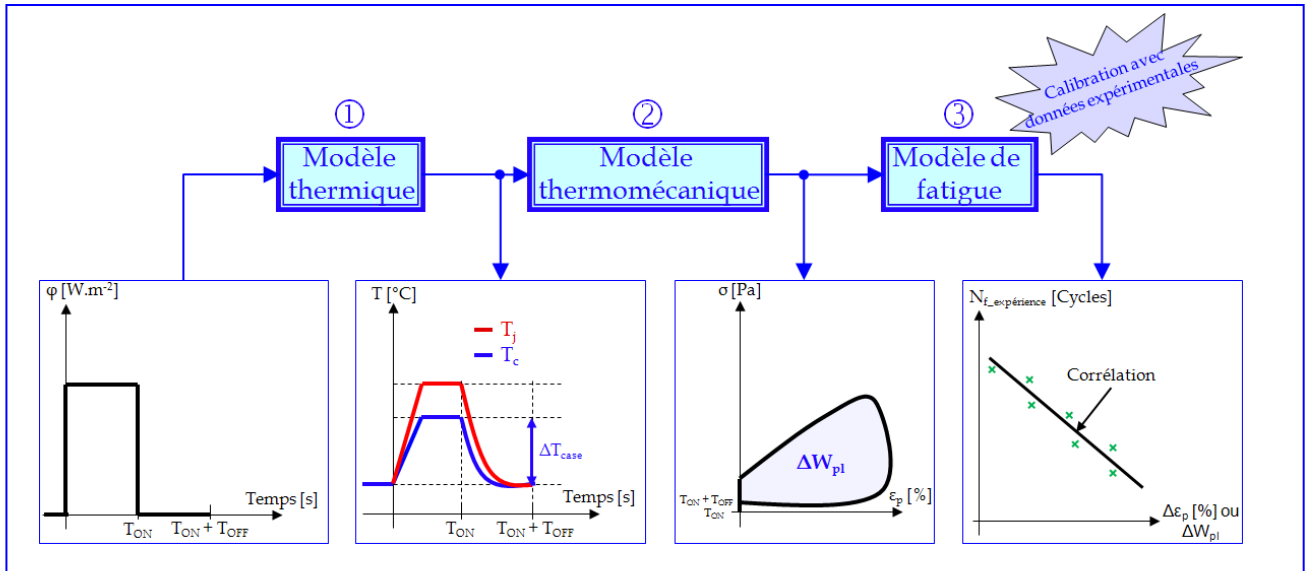


Figure IV.7 : méthodologie générale utilisée pour la modélisation par éléments finis.

Le principal objectif de la simulation thermique est de reproduire le profil de la température du boîtier ( $T_c(t)$ ) mesuré lors des essais expérimentaux de cyclage de puissance. Les conditions aux limites imposées lient une densité de flux (en  $\text{W.m}^{-2}$ ) au coefficient d'échange convectif de l'air, noté  $h_{\text{air}}$  (en  $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ). Ce coefficient  $h_{\text{air}}$  est considéré comme le terme fondamental de la thermique. Il permet de simplifier l'environnement extérieur et ainsi, de résoudre l'équation de la chaleur uniquement à l'intérieur du domaine. Les parois extérieures de l'assemblage du TRIAC sont soumises à deux valeurs de  $h_{\text{air}}$ . Pendant la phase de chauffe ( $T_{\text{ON}}$ ) du test de cyclage de puissance, les échanges thermiques entre le TRIAC et l'air environnant se font par convection naturelle. Dans ce cas, l'ordre de grandeur de  $h_{\text{air}}$  est compris entre  $5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  et  $25 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  [80], [81]. Nous avons fixé sa valeur à  $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ . Pendant la phase de refroidissement ( $T_{\text{OFF}}$ ), la convection est forcée puisque le TRIAC est refroidi via une ventilation tangentielle. De ce fait, l'ordre de grandeur de  $h_{\text{air}}$  est compris entre  $10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  et  $500 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  [80], [81]. Nous avons imposé arbitrairement sa valeur à  $200 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ .

Durant la phase de chauffe, une densité de flux (en  $\text{W.m}^{-2}$ ) est imposée sur toute la surface de la puce. Pour déterminer sa valeur, nous avons implémenté dans le fichier de simulation un algorithme utilisant la méthode de dichotomie afin de se rapprocher du profil thermique expérimental. Le modèle thermique reproduit ainsi en simulation le profil de  $T_c(t)$  mesuré expérimentalement. Il permet également de connaître l'évolution de la  $T_j(t)$  au cours de l'essai (surtout au refroidissement).

Les évolutions temporelles des températures du boîtier et de jonction servent de données d'entrée du modèle thermomécanique. Quant aux chargements mécaniques, nous reproduisons l'appui du TRIAC sur son support. Ainsi, nous autorisons uniquement les déplacements, dus aux dilatations thermiques, librement dans le plan. Les résultats de simulation permettent d'extraire les amplitudes de la déformation plastique ( $\Delta\epsilon_p$ ) ou de l'énergie de déformation plastique ( $\Delta W_{\text{pl}}$ ) des joints de brasure. À titre d'information, l'énergie de déformation d'un étage de brasure est exprimée par unité de volume (en  $\text{J.m}^{-3}$ ).

Elle est notamment évaluée en calculant l'aire sous la courbe représentative de la contrainte en fonction de la déformation.

Pour chaque facteur d'accélération ( $t_r$ ,  $PW$ ,  $\Delta T_{case}$ ,  $T_{c\_high}$ ), il sera par exemple possible de tracer l'évolution du MTTF expérimental en fonction de  $\Delta \varepsilon_p$  ou de  $\Delta W_{pl}$ . Par cette méthode, un modèle empirique de fatigue pourra être extrait. Puisque ce modèle est calibré avec des données expérimentales, il pourra alors être utilisé pour estimer numériquement la durée de vie moyenne d'un TRIAC soumis à un profil de mission quelconque.

#### IV.2.3.3. Description du modèle physique

L'assemblage du TRIAC (isolé ou non) est modélisé en 2D pour des raisons de simplicité. La simulation tridimensionnelle n'a d'intérêt que si la géométrie de la structure est complexe, notamment en cas d'absence de symétrie. Pour la partie thermique, nous choisissons l'élément 2D « PLANE77 » avec une option d'épaisseur, qui représente la largeur du composant. Cet élément comporte huit nœuds et un seul degré de liberté c'est-à-dire la température. Son dual pour la partie mécanique est l'élément « PLANE183 ». Ce dernier dispose également de huit nœuds. Il est dédié aux analyses mécaniques planes. Ses degrés de liberté sont les déplacements dans le plan ( $U_x$ ,  $U_y$ ). L'option « déformation plane » a été choisie. Dans ce cas, le champ de contrainte est, comme les champs de déplacement et de déformation, indépendant de la coordonnée axiale.

Les éléments de maillage sont quant à eux de forme quadrilatérale. Nous choisissons un maillage plus serré dans la « zone utile » du composant. Celle-ci comprend tous les matériaux exceptés la résine (cf. **Figure IV.8**). Ainsi, un élément de maillage aura une dimension latérale minimale de 10  $\mu m$ . Au maximum, elle sera égale à 200  $\mu m$ .

Lors de la phase d'assemblage du TRIAC, il est important de préciser que l'épaisseur de chaque étage de brasure peut varier de 15  $\mu m$  à 85  $\mu m$ . Tous les résultats de simulation présentés dans ce mémoire ont été obtenus pour des épaisseurs de brasure égales à 15  $\mu m$ . Nous nous sommes donc placés dans le cas le plus défavorable.

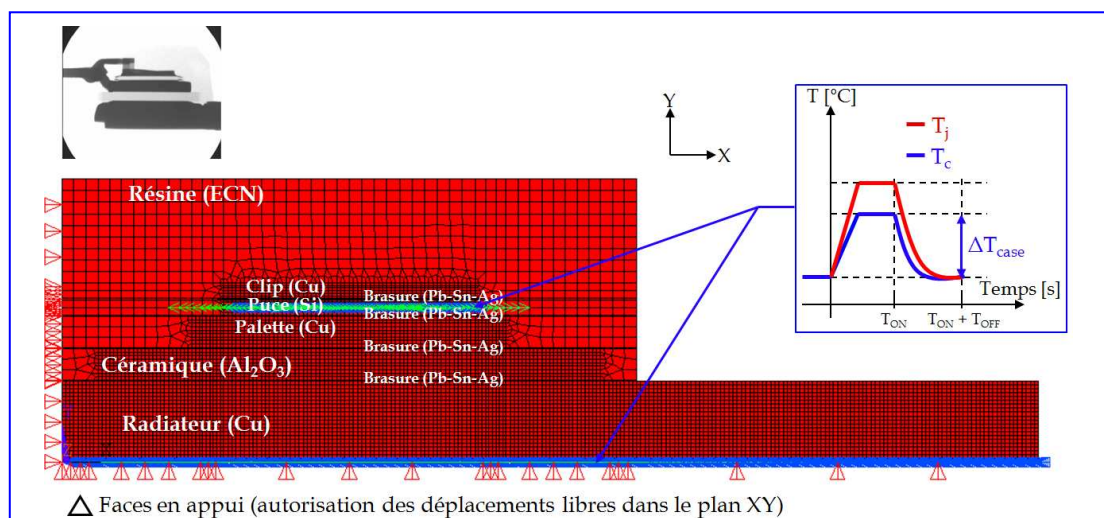


Figure IV.8 : exemple de modélisation 2D d'un TRIAC isolé.

## IV.2.3.4. Propriétés thermomécaniques de l'assemblage

Pour effectuer la simulation thermique, il est nécessaire, pour chaque matériau de l'assemblage du TRIAC, de renseigner les paramètres suivants :

- la conductivité thermique ( $k$  en  $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ),
- la capacité thermique massique ( $C_p$  en  $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ),
- la masse volumique ( $\rho$  en  $\text{kg.m}^{-3}$ ).

Le **tableau IV.2** récapitule, pour chaque matériau, les valeurs isotropiques des paramètres cités ci-dessus. Ces données sont extraites des travaux de recherche de *Stéphane Moreau* [2]. Pour la puce de silicium, nous prenons en compte l'influence de la température sur la conductivité thermique.

| Matériau                                                               | $k$ [ $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ] | $C_p$ [ $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ] | $\rho$ [ $\text{kg.m}^{-3}$ ] |
|------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------|--------------------------------------------|-------------------------------|
| Radiateur (Cu b1)                                                      | 330                                     | 385                                        | 8900                          |
| Céramique ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 96 %)                              | 27                                      | 753                                        | 3780                          |
| Palette (KFC)                                                          | 436                                     | 385                                        | 8900                          |
| Puce (Si)                                                              | $150 \times (T(\text{K})/300)^{-4/3}$   | 703                                        | 2330                          |
| Clip (Cu a1)                                                           | 393                                     | 385                                        | 8900                          |
| Résine (ECN)                                                           | 0,75                                    | 800                                        | 1820                          |
| Joints de brasure ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ) | 44                                      | 130                                        | 11070                         |

Tableau IV.2 : propriétés thermiques des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé [2].

Pour la simulation mécanique, nous avons besoin, pour chacun des matériaux de l'assemblage, du module d'Young ( $E$  en Pa), du coefficient de Poisson ( $\nu$ ) et du coefficient de dilatation thermique ( $\alpha$  en  $\text{K}^{-1}$ ). Les joints de brasure représentent les parties sensibles du TRIAC, lorsqu'il subit des contraintes thermiques cycliques. Nous devons alors disposer d'une base de données suffisante sur ces matériaux (courbes d'écrouissage dépendantes de la température, loi de fluage) pour modéliser le plus finement possible les phénomènes à l'origine de la dégradation des TRIAC. Ainsi, nous utiliserons les résultats obtenus lors de la caractérisation des propriétés thermomécaniques de ces alliages (cf. **Tableau IV.3** et **Figure IV.9**). En ce qui concerne les lois de comportement, nous modéliserons le comportement élasto-viscoplastique des joints de brasure. Les autres matériaux seront considérés élastiques linéaires.

| Matériau                                                               | $E$ [GPa]                                | $\nu$ | $\alpha$ [ $\text{ppm.K}^{-1}$ ] |
|------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------|-------|----------------------------------|
| Radiateur (Cu b1)                                                      | 120                                      | 0,34  | 16,8                             |
| Céramique ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 96 %)                              | 390                                      | 0,34  | 6,2                              |
| Palette (KFC)                                                          | 120                                      | 0,34  | 16,8                             |
| Puce (Si)                                                              | 130                                      | 0,28  | 2,6                              |
| Clip (Cu a1)                                                           | 120                                      | 0,34  | 16,8                             |
| Résine (ECN)                                                           | 16,5                                     | 0,3   | 19                               |
| Joints de brasure ( $\text{Pb}_{92.5}\text{Sn}_{5.0}\text{Ag}_{2.5}$ ) | $20,9 - 0,04 \times T(^{\circ}\text{C})$ | 0,3   | 27                               |

Tableau IV.3 : propriétés mécaniques des matériaux de l'assemblage d'un TRIAC isolé [2], [76], [82].

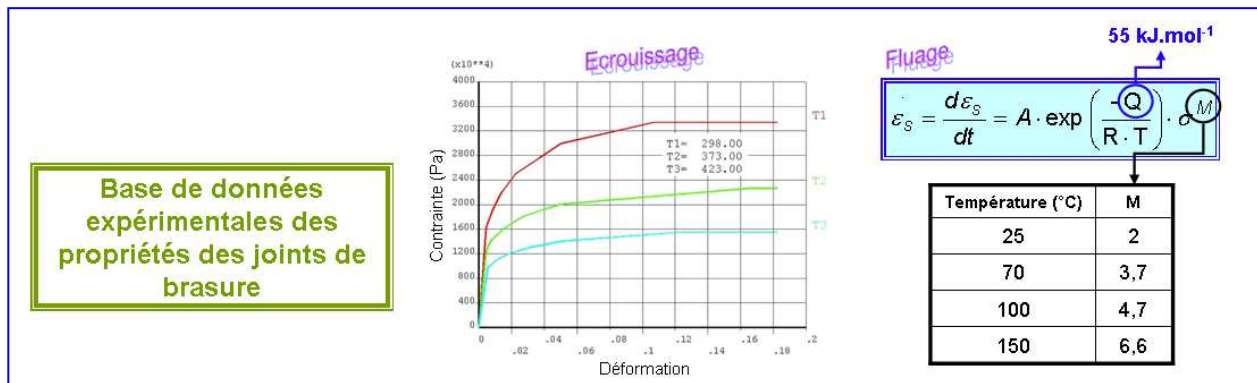


Figure IV.9 : base de données expérimentales des propriétés thermomécaniques de l'alliage de brasure Pb<sub>92.5</sub>Sn<sub>5.0</sub>Ag<sub>2.5</sub> [76], [82].

## IV.3. Impact du profil applicatif sur la durée de vie des TRIAC

### IV.3.1. Critère de défaillance

#### IV.3.1.1. Définition

Lors des essais expérimentaux de fiabilité, nous mesurons à des intervalles de temps réguliers plusieurs paramètres électriques et thermiques :

- les courants d'amorçage ( $I_{GT}$ ),
- les courants de fuite ( $I_{DRM}$  et  $I_{RRM}$ ),
- la chute de tension à l'état passant ( $V_{TM}$ ),
- la résistance thermique jonction – boîtier ( $R_{th(j-c)}$ ).

Au cours d'un test de cyclage de puissance, seule la  $R_{th(j-c)}$  présente une évolution significative. La **figure IV.10** donne un exemple d'évolution de la  $R_{th(j-c)}$  de 26 TRIAC isolés en fonction du nombre de cycles thermiques appliqués (conditions de test :  $\Delta T_{case} = 60^\circ C$ ,  $t_r = 10$  s,  $T_{OFF} = 120$  s,  $I_{DC} = 9,7$  A). Cette représentation graphique atteste d'une évolution en puissance de la  $R_{th(j-c)}$ . À 10000 cycles, les TRIAC isolés présentent une évolution moyenne de leur  $R_{th(j-c)}$  d'environ 16,4 % par rapport à leur valeur initiale. À titre d'information, dans les mêmes conditions, cette évolution ne représente que 10 % pour les TRIAC non-isolés.

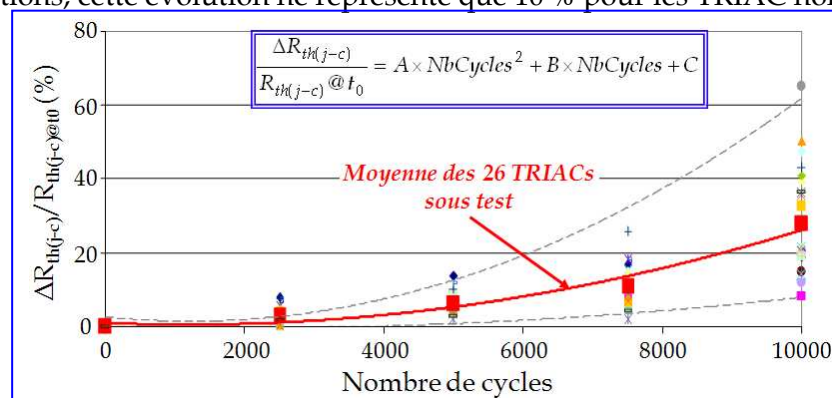


Figure IV.10 : exemple d'évolution de la  $R_{th(j-c)}$  de 26 TRIAC isolés au cours d'un essai de cyclage de puissance ( $\Delta T_{case} = 60^\circ C$ ,  $t_r = 10$  s,  $T_{OFF} = 120$  s).

Toute étude de fiabilité nécessite de définir un critère de défaillance. Il est important de préciser que celui-ci est totalement arbitraire. Il résulte le plus souvent d'un compromis entre la durée de l'essai expérimental et la pertinence de l'état réel du composant. Par exemple, Zoubir Khatir et Stéphane Lefebvre [83] ont considéré des modules à IGBT défaillants lorsque la résistance thermique de ces composants a augmenté de 20 % ou de 50 % (suivant la durée des essais de cyclage de puissance) par rapport à la valeur initiale.

Dans notre étude, nous considérons qu'un TRIAC est défaillant lorsque la valeur de sa résistance thermique ( $R_{th(j-c)}$ ) augmente de 20 % par rapport à sa valeur initiale. Ce critère s'appuie sur des normes. En effet, le document AEC-Q101, utilisé dans l'automobile, qui fait référence à la norme JESD22 A105 (document JEDEC) pour les tests de cyclage de puissance, précise qu'un composant est considéré défaillant dans l'un des deux cas suivants :

- le paramètre mesuré évolue de  $\pm 20$  % par rapport à sa valeur initiale,
- le paramètre mesuré a une valeur supérieure à celle spécifiée par le constructeur.

De plus, à la différence d'un critère de défaillance basé sur une valeur limite (par exemple, celle spécifiée par le constructeur), notre choix permet d'atteindre une équité entre les composants sous test. Initialement, ces derniers présentent naturellement une dispersion autour d'une valeur moyenne. Les TRIAC présentant les plus fortes valeurs de résistance thermique auraient été détectés prématurément défaillants si nous avions opté pour un critère reposant sur une valeur limite et inversement, pour les pièces présentant les valeurs de résistance thermique les plus faibles.

#### IV.3.1.2. Pertinence du critère de défaillance

Dans le paragraphe précédent, nous avons montré que le critère de défaillance retenu s'appuie sur des documents normatifs. La problématique est maintenant de connaître l'état réel de l'assemblage du TRIAC lorsque sa  $R_{th(j-c)}$  augmente de 20 % par rapport à sa valeur initiale.

Lors des essais expérimentaux, tous les TRIAC analysés avaient la même signature de défaillance, c'est-à-dire la fissuration des étages de brasure. Si nous considérons par exemple l'empilement « radiateur + joint de brasure + céramique » d'un TRIAC isolé, la défaillance se matérialise systématiquement par un processus de délaminage (ou de délamination) dit « inter-plis » correspondant à une rupture par cisaillement. Ce mode de dégradation est défavorable pour la tenue mécanique de l'assemblage du TRIAC puisque la rigidité du stratifié est réduite.

Il paraît intéressant de corréler la quantité de surface délaminee sous la puce avec la variation de la  $R_{th(j-c)}$ . Pour mettre en évidence expérimentalement le procédé de délamination, nous avons utilisé la microscopie acoustique ou SAM (de l'anglais, « Scanning Acoustic Microscopy »). Cette méthode d'analyse est non destructive pour les composants. Elle permet ainsi de suivre l'évolution de la signature du défaut sur un même composant au cours de l'essai de fiabilité. Le principe de fonctionnement du microscope acoustique est le suivant. Des impulsions électriques sont initiées par un organe appelé « pulser récepteur ». Ces impulsions sont reçues par un transducteur. Ce dernier convertit le signal électrique en

onde acoustique plane de même fréquence. L'onde se propage alors dans l'eau vers le composant à analyser. Les ondes sont réfléchies par chacune des interfaces du composant et captées par le transducteur. Notons que ce dernier joue à la fois le rôle d'émetteur et de récepteur. L'image acoustique de l'objet est obtenue en balayant l'échantillon suivant les deux directions x et y dans le plan focal de la lentille du transducteur. L'amplitude de l'onde réfléchiée est détectée, numérisée, stockée en mémoire, puis traitée pour reconstituer l'image.

La **figure IV.11** illustre l'évolution de la délamination du joint de brasure « Radiateur / Céramique » d'un TRIAC isolé au cours d'un essai de cyclage de puissance (conditions de test :  $\Delta T_{\text{case}} = 60^\circ\text{C}$ ,  $t_r = 10\text{ s}$ ,  $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ,  $I_{\text{DC}} = 9,7\text{ A}$ )

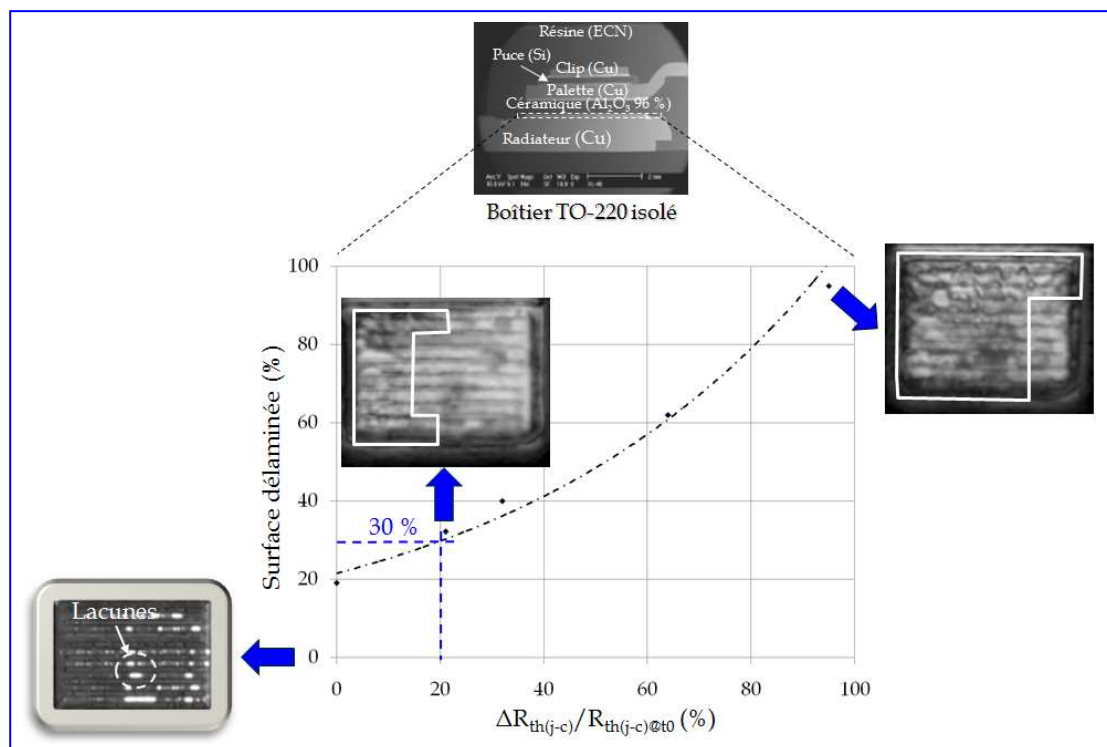


Figure IV.11 : exemple d'évolution de la délamination du joint de brasure « Radiateur / Céramique » d'un TRIAC isolé au cours d'un essai de cyclage de puissance ( $\Delta T_{\text{case}} = 60^\circ\text{C}$ ,  $t_r = 10\text{ s}$ ,  $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ).

Sur la **figure IV.11**, lorsque la  $R_{\text{th(j-c)}}$  du composant atteint 20 % d'augmentation par rapport à sa valeur initiale, la surface délaminée du joint de brasure « Radiateur / Céramique » représente environ 30 %. De ce fait, l'évacuation de la chaleur émise par la puce vers le radiateur est d'ores et déjà moins efficace.

La **figure IV.12** montre la conséquence directe de la délamination du joint de brasure « Radiateur / Céramique » sur le « management thermique » d'un TRIAC isolé, au cours d'un essai de cyclage de puissance. Cette figure atteste en particulier qu'une augmentation de la  $R_{\text{th(j-c)}}$  du composant de 51 % par rapport à sa valeur initiale conduit à une perte sur l'évolution de la température du boîtier au maximum de  $7^\circ\text{C}$ . Les calories emmagasinées dans l'assemblage ne sont pas évacuées efficacement vers le radiateur.

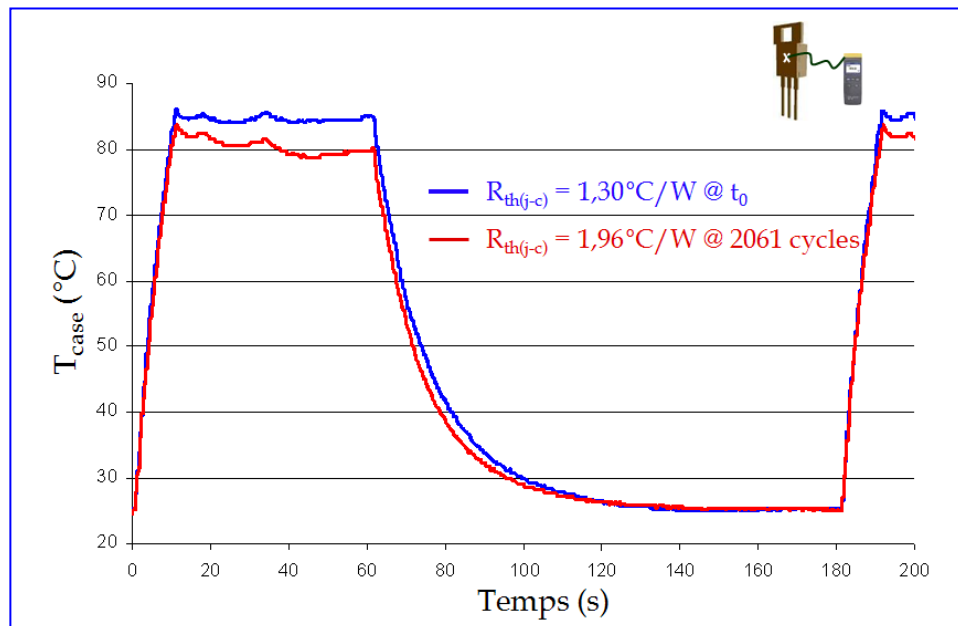


Figure IV.12 : impact de la délamination sur le profil de la température du boîtier d'un TRIAC isolé (conditions de test à  $t = 0$  :  $\Delta T_{\text{case}} = 60^\circ\text{C}$ ,  $T_{\text{ON}} = 60\text{ s}$ ,  $T_{\text{OFF}} = 120\text{ s}$ ).

#### IV.3.1.3. Extrapolation de la durée de vie des TRIAC

À partir de l'évolution de la  $R_{\text{th}(j-c)}$  au cours d'un essai de cyclage de puissance, nous allons extrapoler mathématiquement la durée de vie de chacun des composants sous test (méthode utilisée quelque soit le type de boîtier). La **figure IV.10** a montré en particulier que la  $R_{\text{th}(j-c)}$  suit une évolution polynômiale en fonction du nombre de cycles. Le principe de calcul de la durée de vie d'un TRIAC repose alors sur la résolution mathématique d'un trinôme du second degré (cf. **Figure IV.13**). Les coefficients A, B et C du polynôme sont déterminés à partir de la courbe de tendance de la  $R_{\text{th}(j-c)}$ . Nous avons précédemment défini un critère de défaillance (i.e. 20 % d'augmentation de la  $R_{\text{th}(j-c)}$  par rapport à la valeur initiale). Celui-ci est noté « Critère » dans l'équation donnée dans la **figure IV.13**. Sa valeur est donc connue. Il s'ensuit alors que lorsque le discriminant du polynôme du second degré est strictement positif, deux durées de vie peuvent être extraites. L'une des deux valeurs étant systématiquement négative, elle n'est alors pas prise en compte.

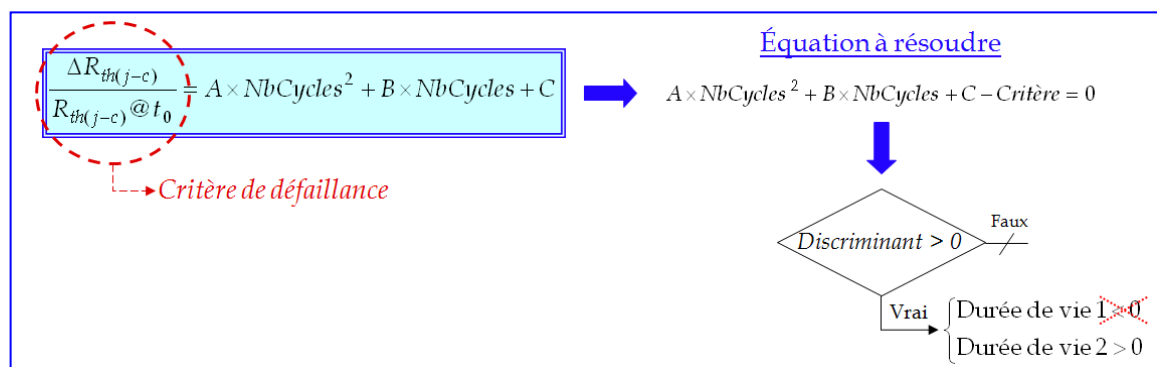


Figure IV.13 : méthodologie d'extrapolation des durées de vie des TRIAC (isolés ou non).

Nous allons maintenant voir le domaine de validité de la méthode précédemment décrite. Pour cela, nous allons comparer notre démarche (cf. **Figure IV.14**) avec celle classiquement utilisée par les fiabilistes, qui consiste à recenser le nombre de composants dégradés par intervalles de temps. La statistique de dégradation, présentée dans la **figure IV.14**, a été obtenue suite à des essais de cyclages de puissance menés sur des TRIAC isolés (conditions de test :  $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ ,  $T_{\text{ON}} = T_{\text{OFF}} = 180\text{ s}$ ,  $I_{\text{DC}} = 2,8\text{ A}$ ). La droite bleue fait référence à l’ajustement des durées de vie censurées par intervalles. La droite noire correspond à l’ajustement des durées de vie calculées à partir de l’évolution polynomiale de la  $R_{\text{th(j-c)}}$  de chaque TRIAC sous test. Nous constatons alors que les deux droites sont quasi parallèles et superposables. La méthode d’extrapolation mathématique des durées de vie est donc validée.

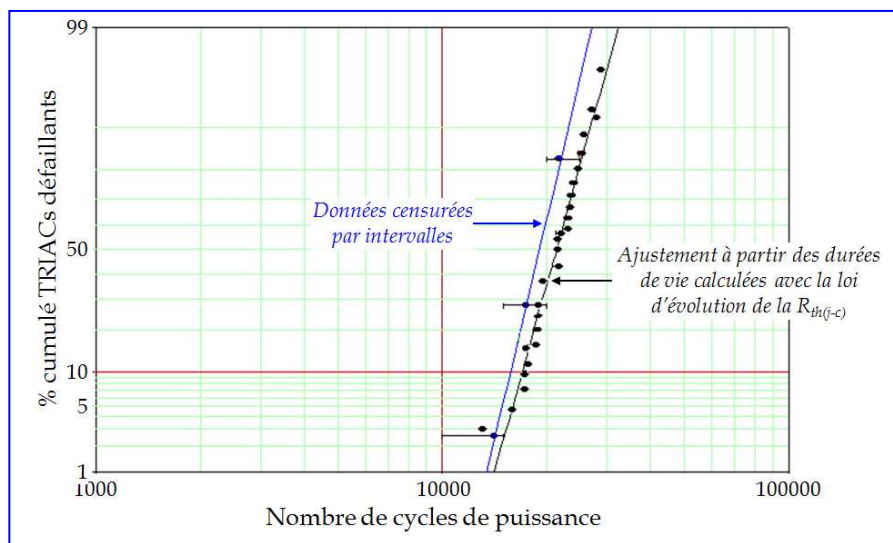


Figure IV.14 : validation de la méthodologie d’extrapolation des durées de vie. Essais menés sur des TRIAC isolés (conditions de test :  $\Delta T_{\text{case}} = 60\text{ °C}$ ,  $T_{\text{ON}} = T_{\text{OFF}} = 180\text{ s}$ ,  $I_{\text{DC}} = 2,8\text{ A}$ ).

### IV.3.2. Influence du temps de montée

Dans ce paragraphe, nous cherchons à étudier l’influence du temps de montée ( $t_r$ ) à la température maximale sur la durée de vie des TRIAC. La matrice expérimentale de tests est résumée dans le **tableau IV.4**. Pour cela, nous avons maintenu constante l’excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ). La valeur choisie de cette dernière est celle imposée par les normes utilisées pour qualifier les composants, soit  $60\text{ °C} + 15\text{ °C} / -5\text{ °C}$  pour les TRIAC. Les documents MIL-STD et AEC-Q101 précisent notamment que la montée en température doit avoir une durée minimale d’une minute. Les normes militaires (MIL-STD) préconisent un temps de montée de 2 minutes. Les normes automobiles (AEC-Q101) quant à elles spécifient une valeur typique de 3 minutes 30 secondes pour les boîtiers de type TO-220. La synthèse des profils applicatifs menée dans le deuxième chapitre nous a permis de répertorier des durées typiques de la montée en température. Ces dernières peuvent être proches de la dizaine de secondes (e.g. « tube bouché » de l’aspirateur). Compte-tenu de l’ensemble de ces informations, les temps de montée choisis et testés expérimentalement ont des durées comprises entre 10 s et 3 minutes 30 s. Les normes précisent également que la durée de la phase de refroidissement doit au moins être égale à la phase de chauffe. L’utilisateur a donc

la liberté d'imposer une ventilation plus longue pour s'assurer que la température du boîtier des TRIAC retrouve la température initiale à chaque nouveau départ de cycle.

| $t_r$ (s)                     | 10  | 60 | 120 | 210 |
|-------------------------------|-----|----|-----|-----|
| $\Delta T_{\text{case}}$ (°C) | 60  |    |     |     |
| $T_{\text{OFF}}$ (s)          | 120 |    | 210 |     |

Tableau IV.4 : matrice de test utilisée pour l'étude de l'influence du temps de montée sur la durée de vie des TRIAC (isolés ou non).

La **figure IV.15** présente la comparaison de la statistique de dégradation entre les TRIAC isolés et les composants non-isolés, pour les différentes valeurs de  $t_r$  citées ci-dessus. Sur chaque graphique, les points représentent les durées de vie expérimentales calculées à partir de l'évolution de la  $R_{th(j-c)}$  de chacune des pièces sous test. L'ajustement par la distribution Log-normale correspond à la droite reliant ces points.

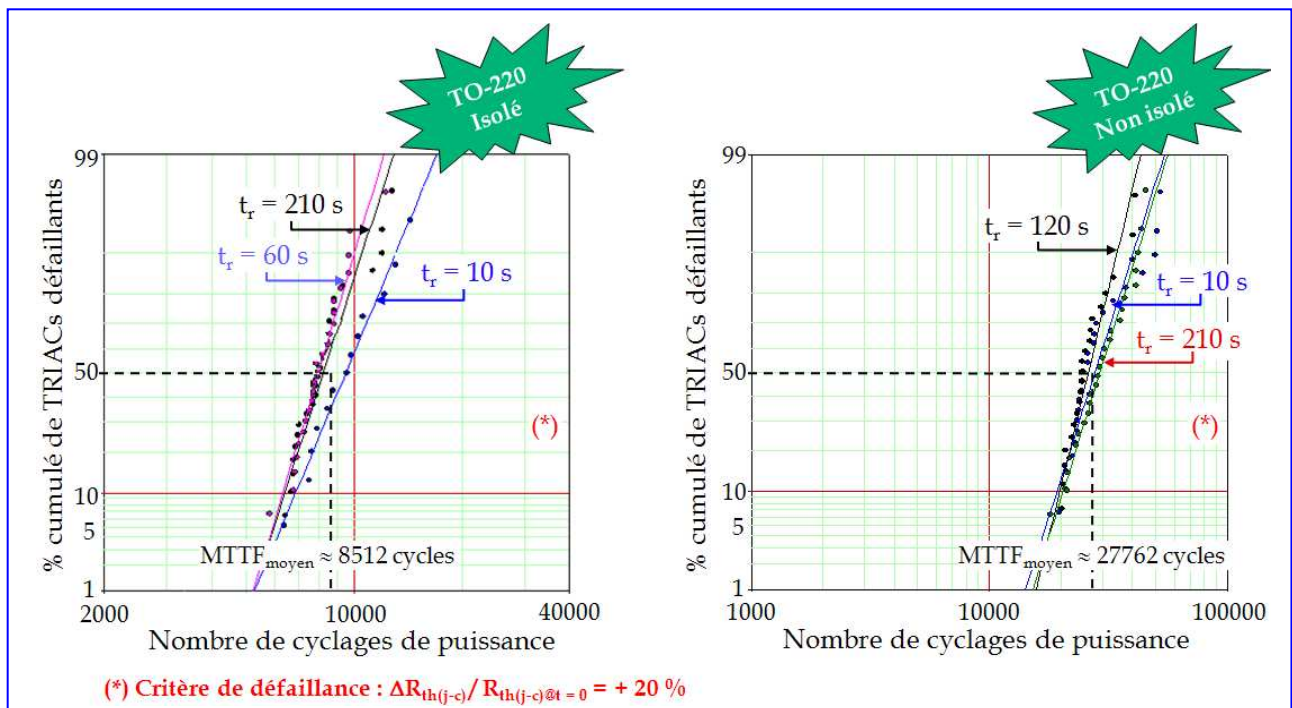


Figure IV.15 : impact du temps de montée sur la durée de vie des TRIAC ( $\Delta T_{\text{case}} = 60^\circ\text{C}$ ,  $T_{\text{OFF}} = 210\text{ s}$ ).

Pour les deux types de boîtier, nous constatons que les droites sont quasi confondues. De ce fait, le temps de montée a un impact négligeable sur la durée de vie des TRIAC. La pente de la droite, qui n'est autre que la valeur du facteur de forme ( $\sigma$ ) de la loi Log-normale, est inférieure à 1. En effet, le paramètre  $\sigma$  vaut en moyenne 0,19 pour les TRIAC isolés, avec comme intervalle de confiance sur le temps à 90 % [0,15 ; 0,25]. Pour les TRIAC non-isolés, le facteur de forme est égal en moyenne à 0,26. L'intervalle de confiance sur le temps à 90 % est [0,22 ; 0,32]. La défaillance des composants est donc due à un mécanisme d'usure. La microscopie acoustique de plusieurs TRIAC a révélé la délamination systématique de la brasure « Radiateur / Céramique » pour le TRIAC isolé et de l'étage entre le radiateur et la puce pour le boîtier non-isolé.

Concernant la durée de vie à 50 % de défaillance cumulée (MTTF), elle est en moyenne environ égale à 8512 cycles de puissance pour les TRIAC isolés. L'intervalle de confiance sur le temps à 90 % est [7980 cycles ; 9079 cycles]. Pour les TRIAC non-isolés, le MTTF est approximativement 3,3 fois plus élevé (environ égal à 27762 cycles avec comme intervalle de confiance sur le temps à 90 % [25941 cycles ; 29712 cycles]). L'assemblage isolé se fatigue donc plus rapidement que le composant non-isolé. Cela peut s'expliquer de la manière suivante.

L'approche simplifiée, utilisée par Ciappa [28], [84], permet d'évaluer le déplacement total (donc la déformation totale) du joint de brasure lorsque celui-ci subit des contraintes thermomécaniques. Cette déformation totale correspond principalement à la déformation plastique. La contribution élastique est négligeable. L'équation (IV.5) permet de relier le déplacement total aux dimensions géométriques du joint de brasure ( $L$ ), à la différence des coefficients de dilatation thermique (CTE) des matériaux adjacents à l'étage de soudure ( $\Delta\alpha$ ) et à l'excursion de la température ( $\Delta T$ ).

$$U_{total} \propto L \times \Delta\alpha \times \Delta T \quad (\text{IV.5})$$

- $L$  : longueur utile (m) du joint de brasure.
- $\Delta\alpha$  : différence des CTE ( $\text{K}^{-1}$ ) des matériaux adjacents à la brasure.
- $\Delta T$  : excursion de la température (K).

Utilisons la relation (IV.5) et la figure IV.16 pour expliquer l'usure prématurée du boîtier isolé pendant les essais de cyclage de puissance. L'excursion des coefficients de dilatation thermique entre le radiateur en cuivre et la céramique en alumine ( $10,6 \text{ ppm.K}^{-1}$ ) du TRIAC isolé est environ 25 % moins importante que celle entre le radiateur et la puce ( $14,2 \text{ ppm.K}^{-1}$ ). Toutefois, pour une même valeur de  $\Delta T_{\text{case}}$  (e.g.  $60^\circ\text{C}$ ), la largeur importante de la céramique (environ 8 mm) par rapport à la puce (environ 4 mm) conduit à un déplacement 1,5 fois plus élevé de la brasure « Radiateur / Céramique ». Par conséquent, la déformation plastique de ce joint de soudure est nécessairement plus importante comparée à la brasure « Radiateur / Puce » du composant non-isolé. Si nous considérons que la durée de vie est tributaire principalement de l'amplitude des déformations plastiques des brasures, alors cela expliquerait que le TRIAC isolé se dégrade plus rapidement que l'assemblage non-isolé.

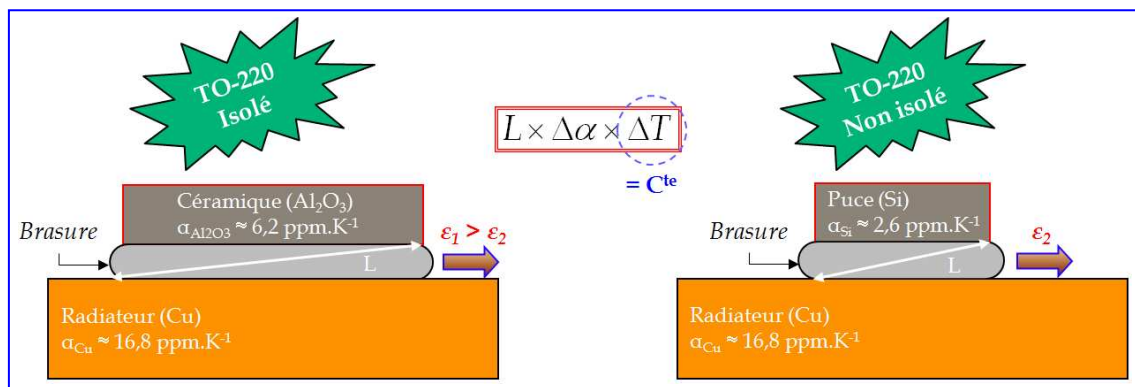


Figure IV.16 : explication de l'usure plus rapide du TRIAC isolé par rapport à l'assemblage non-isolé.

L'apport de la simulation numérique permet d'expliquer l'influence négligeable de la montée en température sur la durée de vie des TRIAC. Le **tableau IV.5** montre l'évolution de la déformation plastique des joints de brasure d'un composant isolé, pour les différentes valeurs de temps de montée expérimentées et pour trois cycles thermiques actifs à un  $\Delta T_{\text{case}}$  de 60 °C. Nous confirmons bien que la déformation plastique de l'étage de brasure entre le radiateur et la céramique est la plus importante. Le **tableau IV.5** illustre bien que lorsque la montée en température passe de 10 s à 210 s, la déformation plastique n'augmente que légèrement. À titre illustratif, pour la brasure « Radiateur / Céramique », cette déformation représente seulement 1,5 % pour un temps de montée de 210 s, contrairement à 1,2 % avec un  $t_r$  de 10 s.

À la fin d'un cycle de puissance, cette déformation plastique permanente entraîne une contrainte résiduelle due au cisaillement du joint. La **Figure IV.17** met l'accent sur le début de la courbe conventionnelle moyenne de cinq échantillons de brasure « nue » ( $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$ ) sollicités en traction à 60 °C. Sur ce graphique, nous avons reporté les valeurs de la déformation permanente de l'étage « Radiateur / Céramique » pour des temps de montée de 10 s et de 210 s. Il est alors possible d'évaluer la contrainte de cisaillement résiduelle. Celle-ci est environ égale à la moitié de la contrainte normale, c'est-à-dire la contrainte obtenue en traction. On en déduit alors que lorsque le temps de montée augmente de 10 s à 210 s, la contrainte résiduelle due au cisaillement du joint de brasure entre le radiateur et la céramique n'augmente que de 3,2 %. Cette variation ne semble alors pas être suffisante pour impacter la durée de vie des TRIAC [85].

| Joints de brasure     |                                                             | $t_r = 10 \text{ s}$ | $t_r = 210 \text{ s}$ |
|-----------------------|-------------------------------------------------------------|----------------------|-----------------------|
| Radiateur / Céramique | $\epsilon_{\text{plastique}} (\%)$ Max. due au cisaillement | 1,2                  | 1,5                   |
| Céramique / Palette   | $\epsilon_{\text{plastique}} (\%)$ Max. due au cisaillement | 0,9                  | 0,9                   |
| Palette / Puce        | $\epsilon_{\text{plastique}} (\%)$ Max. due au cisaillement | 0,2                  | 0,3                   |
| Puce / Clip           | $\epsilon_{\text{plastique}} (\%)$ Max. due au cisaillement | 0,2                  | 0,3                   |

Tableau IV.5 : explication de l'influence négligeable du temps de montée sur la durée de vie. Exemple de résultats de simulation thermomécanique obtenus sur un assemblage isolé [85].

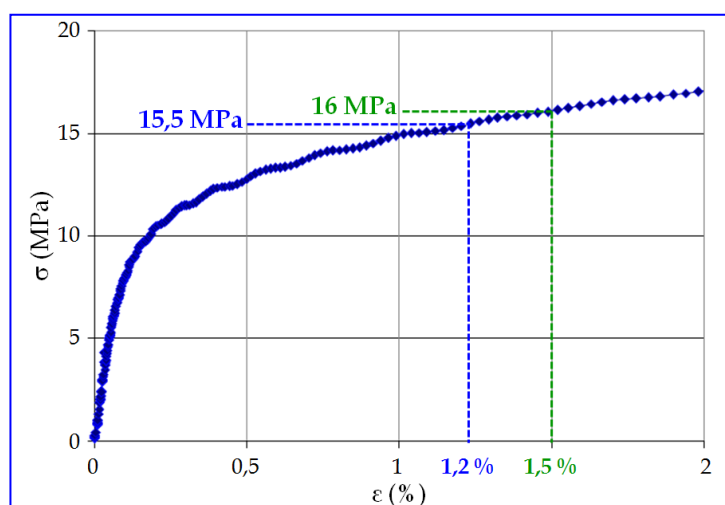


Figure IV.17 : « zoom » sur le début de la courbe conventionnelle moyenne de traction obtenue à 60 °C à partir de l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$  [85].

### IV.3.3. Impact du temps de palier

Nous avons vu au début de ce paragraphe que les normes de cyclage thermique actif préconisent des temps de chauffe ( $T_{ON}$ ) compris entre 1 minute et 3 minutes 30 s. Toutefois, dans ces documents, ces durées ne tiennent pas compte d'un éventuel palier à la température du boîtier maximale. Un deuxième axe de recherche a alors consisté à étudier l'influence du temps de palier (PW) sur la durée de vie des TRIAC (isolés et non-isolés). Nous avons alors fixé la valeur de la montée en température à 10 s. Cette durée doit être la plus courte possible pour que la principale contribution du  $T_{ON}$  soit liée au temps de palier. Les trois durées de palier à tester sont respectivement égales à 50 s, 110 s et 200 s. Ces valeurs ont été choisies pour que la somme de la montée et du palier en température soit égale au  $T_{ON}$  spécifié par les normes. Pour mener les essais expérimentaux, le  $\Delta T_{case}$  a encore été fixé à 60 °C.

Malheureusement, nous ne sommes en mesure que de donner les résultats des tests pour une durée du palier égale à 50 s. En effet, nous ne disposons que d'un seul équipement pour effectuer tous les essais de fiabilité sur deux types de boîtier. De plus, les temps de cycle sont longs (20 cycles/heure) et les campagnes de test sont arrêtées à partir du moment où 90 % des échantillons sous test sont dégradés. Toutefois, la simulation numérique par éléments finis va nous permettre de voir l'influence du paramètre PW et d'anticiper les phénomènes physiques à l'origine de la dégradation des TRIAC.

La **figure IV.18** présente la comparaison de la statistique de dégradation entre les TRIAC isolés et les composants non-isolés, pour une durée de palier de 50 s. Sur ce graphique, les points (en bleu pour le boîtier isolé et en noir pour le non-isolé) représentent les durées de vie expérimentales calculées à partir de la variation de la  $R_{th(j-c)}$  de chaque composant. L'ajustement des points par la loi Log-normale correspond à la droite reliant ces points. Les courbes, de part et d'autre de la droite, représentent les intervalles de confiance à 90 %.

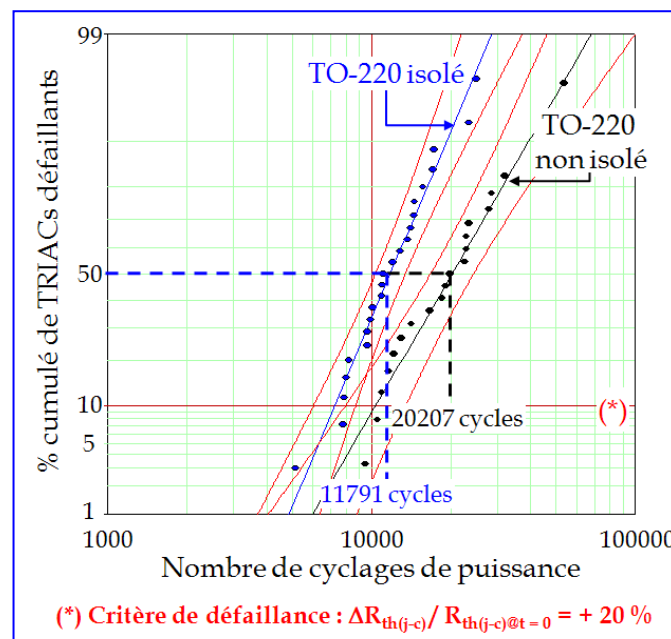


Figure IV.18 : comparaison entre la durée de vie des TRIAC isolés et non-isolés. Conditions de test :  $\Delta T_{case} = 60\text{ °C}$ ,  $t_r = 10\text{ s}$ ,  $PW = 50\text{ s}$ ,  $T_{OFF} = 210\text{ s}$ .

Pour les deux types de boîtier, le facteur de forme ( $\sigma$ ) de la distribution Log-normale est inférieur à un. Pour les TRIAC isolés,  $\sigma$  est environ égal à 0,38. L'intervalle de confiance sur le temps à 90 % est [0,30 ; 0,50]. Concernant les composants non-isolés, le paramètre de forme vaut environ 0,52. L'intervalle de confiance sur le temps à 90 % est [0,41 ; 0,68]. La défaillance des TRIAC est donc due à un mécanisme d'usure. La dégradation physique se manifeste, de la même façon qu'au début de ce paragraphe, par la délamination des joints de brasure entre le radiateur et la céramique pour le boîtier isolé, et entre le radiateur et la puce pour l'assemblage non-isolé.

Concernant la durée de vie à 50 % de défaillance cumulée (MTTF), elle est égale à environ 11791 cycles de puissance pour les TRIAC isolés. L'intervalle de confiance sur le temps à 90 % est [11054 cycles ; 12576 cycles]. Pour TRIAC non-isolés, le MTTF est environ deux fois plus élevé (environ égal à 20207 cycles avec l'intervalle de confiance sur le temps à 90 % [17944 cycles ; 22553 cycles]). L'assemblage isolé se fatigue donc plus rapidement que le composant non-isolé pour les mêmes raisons que celles données au début de ce paragraphe.

Comme pour l'étude menée sur le temps de montée, nous nous intéressons à l'évolution de la déformation plastique lorsque la durée du palier à la température maximale augmente. Le **tableau IV.6** montre l'évolution de la déformation plastique des joints de brasure d'un composant isolé, à la fin de trois cycles de puissance à un  $\Delta T_{\text{case}}$  de 60 °C et pour les valeurs choisies du temps de palier.

| Joints de brasure     |                                                               | PW = 50 s | PW = 200 s |
|-----------------------|---------------------------------------------------------------|-----------|------------|
| Radiateur / Céramique | $\varepsilon_{\text{plastique}}$ (%) Max. due au cisaillement | 3,1       | 3,2        |
| Céramique / Palette   | $\varepsilon_{\text{plastique}}$ (%) Max. due au cisaillement | 0,9       | 1          |
| Palette / Puce        | $\varepsilon_{\text{plastique}}$ (%) Max. due au cisaillement | 0,6       | 0,7        |
| Puce / Clip           | $\varepsilon_{\text{plastique}}$ (%) Max. due au cisaillement | 0,6       | 0,7        |

Tableau IV.6 : explication de l'influence négligeable du temps de palier sur la durée de vie. Exemple de résultats de simulation thermomécanique obtenus sur un assemblage isolé [85].

Les résultats confirment bien que le maximum de déformation plastique est observé à l'interface entre le radiateur et la céramique, quelle que soit la valeur du temps de palier.

Toutefois, les résultats contenus dans le **tableau IV.6** montrent la déformation plastique, due au cisaillement, ne varie pas de façon significative lorsque la durée du palier passe de 50 s à 200 s. La faible évolution de la déformation pour les différents joints de brasure ne semble alors pas être suffisante pour impacter la fiabilité des TRIAC. Ce postulat se justifie de la même façon que pour l'étude de l'influence du temps de montée. Toutefois, cette hypothèse serait à valider par l'intermédiaire de campagnes d'essais expérimentaux.

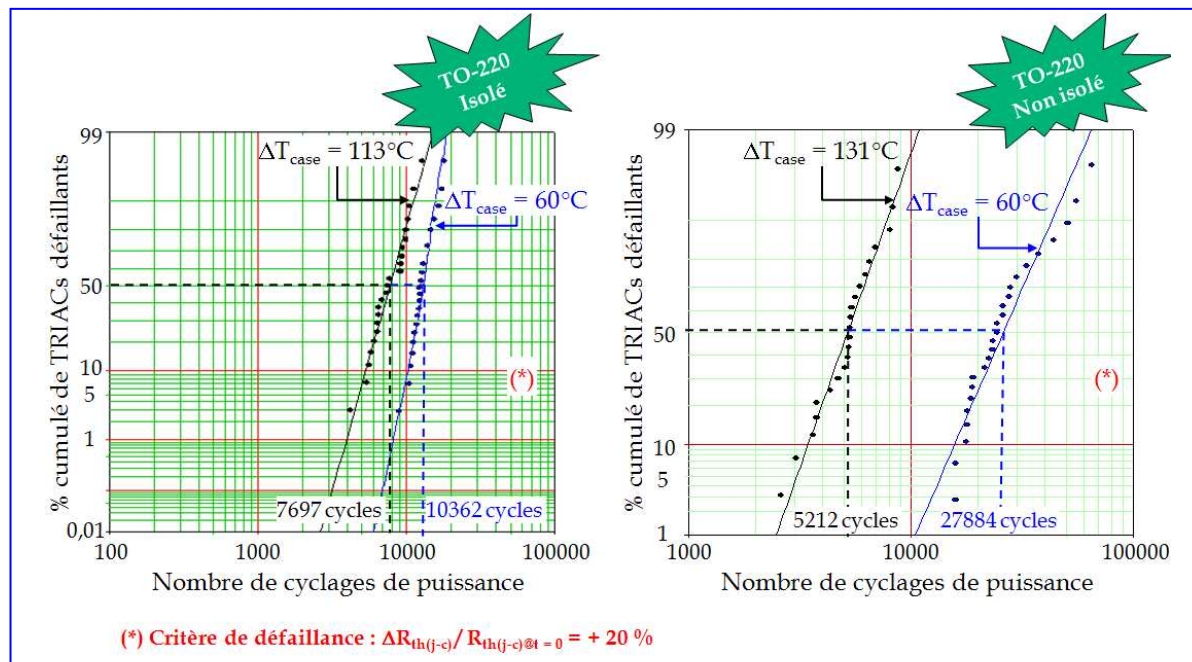
### IV.3.4. Influence de l'excursion de la température du boîtier

Nous allons étudier ici l'influence de l'excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ) sur la durée de vie des TRIAC (isolés et non-isolés). Le plan d'expérience choisi est résumé dans le **tableau IV.7**. Nous avons montré précédemment que le temps de montée à la température maximale a une influence négligeable sur la durée de vie. Nous avons alors fixé la durée de cette montée à 10 s pour que les essais expérimentaux soient les plus courts possibles. La durée du refroidissement, nécessaire pour que le composant retrouve sa température initiale, est égale à 120 s. Le temps de cycle est donc légèrement supérieur à 27 cycles/h. La première valeur de  $\Delta T_{\text{case}}$  expérimentée est celle définie par les normes MIL-STD, soit 60 °C. La seconde valeur correspond à un profil de mission « sévère ». C'est le cas par exemple du « tube bouché » de l'aspirateur, explicité dans le deuxième chapitre. Pour les deux boîtiers (isolés et non-isolés), l'excursion de la température de jonction ( $\Delta T_j$ ) évaluée dans ce cas est la même, soit environ 155 °C. Cependant, la valeur mesurée du  $\Delta T_{\text{case}}$  est différente entre le boîtier isolé (113 °C) et l'assemblage non-isolé (131 °C). Cette différence est due à la valeur plus élevée de la  $R_{\text{th(j-c)}}$  pour le composant isolé (valeur typique : 2,1 °C/W) par rapport au TRIAC non-isolé (valeur typique : 1,2 °C/W).

|                                                       |     |     |
|-------------------------------------------------------|-----|-----|
| $T_{\text{ON}} = t_r \text{ (s)}$                     | 10  |     |
| $T_{\text{OFF}} \text{ (s)}$                          | 120 |     |
| $\Delta T_{\text{case}} \text{ (°C) TRIAC non-isolé}$ | 60  | 131 |
| $\Delta T_{\text{case}} \text{ (°C) TRIAC isolé}$     | 60  | 113 |

Tableau IV.7 : plan d'expérience choisi pour étudier l'impact du  $\Delta T_{\text{case}}$  sur la durée de vie des TRIAC (isolés ou non).

La **figure IV.19** illustre la comparaison de la statistique de dégradation entre les TRIAC isolés et les composants non-isolés. L'ajustement des durées de vie a été réalisé avec une distribution Log-normale. Pour chaque boîtier, la droite bleue correspond au résultat pour un  $\Delta T_{\text{case}}$  nominal (60 °C). La droite noire traduit l'ajustement des durées de vie des TRIAC soumis à un profil applicatif sévère (« tube bouché » de l'aspirateur). Le **tableau IV.8** synthétise, pour chaque type de boîtier et  $\Delta T_{\text{case}}$ , les valeurs numériques des deux paramètres clés de la loi Log-normale, c'est-à-dire le facteur de forme ( $\sigma$ ) et la durée de vie à 50 % de défaillance cumulée (MTTF). Pour chaque paramètre, nous spécifions également les intervalles de confiance sur le temps à 90 %.

Figure IV.19 : impact du  $\Delta T_{case}$  sur la durée de vie des TRIAC ( $t_r = 10$  s,  $T_{OFF} = 210$  s).

|                                                  | Boîtier TO-220 isolé                     |                                              | Boîtier TO-220 non-isolé                 |                                              |
|--------------------------------------------------|------------------------------------------|----------------------------------------------|------------------------------------------|----------------------------------------------|
|                                                  | MTTF et [Intervalle de confiance à 90 %] | $\sigma$ et [Intervalle de confiance à 90 %] | MTTF et [Intervalle de confiance à 90 %] | $\sigma$ et [Intervalle de confiance à 90 %] |
| <b><math>\Delta T_{case}</math> (°C) nominal</b> | 10362 cycles<br>[9725 ; 11045] cycles    | 0,21<br>[0,16 ; 0,27]                        | 27884 cycles<br>[25895 ; 30025] cycles   | 0,29<br>[0,24 ; 0,35]                        |
| <b><math>\Delta T_{case}</math> (°C) sévère</b>  | 7697 cycles<br>[7174 ; 8258] cycles      | 0,34<br>[0,23 ; 0,42]                        | 5212 cycles<br>[4840 ; 5612] cycles      | 0,39<br>[0,33 ; 0,47]                        |

Tableau IV.8 : synthèse des valeurs des paramètres clés de l'ajustement des durées de vie des TRIAC.

Que ce soit un  $\Delta T_{case}$  nominal ou un  $\Delta T_{case}$  sévère, les données statistiques montrent que les deux types de boîtier ont été dégradés par un mécanisme d'usure. En effet, le facteur de forme ( $\sigma$ ) est toujours inférieur à un. L'analyse des défaillances physiques a révélé encore une fois la délamination systématique des joints de brasure entre le radiateur et la céramique pour les TRIAC isolés. Cette délamination a été observée au niveau de l'interface « Radiateur / Puce » pour l'assemblage non-isolé.

Les résultats expérimentaux montrent encore une fois que le composant isolé se dégrade plus rapidement que son homologue non-isolé. Pour le même  $\Delta T_{case}$  (60 °C), le MTTF du boîtier isolé est effectivement environ divisé par trois. De la même façon que dans les résultats qui précèdent, cette usure prématurée est due à la fois à une différence de coefficients de dilatation thermique élevée entre le radiateur en cuivre et la céramique en alumine ( $\Delta\alpha = \alpha_{Cu} - \alpha_{Al_2O_3} = 10,6 \text{ ppm.K}^{-1}$ ) et surtout à la largeur deux fois plus importante de la céramique par rapport à la puce (8 mm pour la céramique contre 4 mm pour la puce). Ainsi, sous l'effet d'un  $\Delta T_{case}$  donné, l'amplitude des déformations plastiques du joint de brasure « Radiateur / Céramique » du TRIAC isolé est deux fois plus élevée que celle de l'étage « Radiateur / Puce » du boîtier non-isolé.

Le  $\Delta T_{\text{case}}$  est bien un facteur d'accélération de la défaillance des TRIAC puisque l'augmentation de sa valeur conduit à une diminution de la durée de vie des composants. Ce phénomène est bien mis en évidence pour les TRIAC non-isolés. En effet, en multipliant environ par 2,2 la valeur du  $\Delta T_{\text{case}}$ , le MTTF est considérablement diminué (divisé par environ 5,3). Ce postulat est moins marqué pour l'assemblage isolé. En outre, en multipliant environ par 1,9 la valeur du  $\Delta T_{\text{case}}$ , le MTTF n'est diminué que d'environ 26 %.

Pour extraire un facteur d'accélération, la condition nécessaire et suffisante est que le mécanisme de dégradation doit rester identique lorsqu'on élève le niveau du  $\Delta T_{\text{case}}$ . En d'autres termes, le paramètre de forme ( $\sigma$ ) de la loi Log-normale doit rester inférieur à un, ce qui est bien le cas pour les deux types de boîtier (cf. **Tableau IV.8**). De plus,  $\sigma$  doit rester si possible constant. Or, d'après le **tableau IV.8**, l'élévation du niveau de contrainte thermique s'accompagne d'une augmentation de la valeur du facteur de forme, environ égale à 62 % pour les TRIAC isolés et 34 % pour les composants non-isolés.

La relation **(IV.6)** donne l'exemple de la loi de Coffin-Manson utilisée ici pour déterminer la loi d'accélération dans le cas où l'excursion de la température du boîtier est un facteur limitant la durée de vie des TRIAC.

$$\frac{N_{f\_use}}{N_{f\_stress}} = \left( \frac{\Delta T_{use}}{\Delta T_{stress}} \right)^{-n} \quad (\text{IV.6})$$

- $N_{f\_use}$  : MTTF (en nombre de cycles) obtenu pour un  $\Delta T_{\text{case}}$  nominal ( $\Delta T_{use}$ ).
- $N_{f\_stress}$  : MTTF (en nombre de cycles) obtenu pour un  $\Delta T_{\text{case}}$  sévère ( $\Delta T_{stress} > \Delta T_{use}$ ).
- $\Delta T_{use}$  :  $\Delta T_{\text{case}}$  (°C ou K) obtenu dans des conditions nominales de fonctionnement.
- $\Delta T_{stress}$  :  $\Delta T_{\text{case}}$  (°C ou K) obtenu dans des conditions sévères ( $\Delta T_{stress} > \Delta T_{use}$ ).
- $n$  : constante.

Suite aux résultats statistiques décrits précédemment (cf. **Figure IV.19** et **Tableau IV.8**), et en appliquant la relation **(IV.6)**, le facteur d'accélération est environ quatre fois plus élevé pour l'assemblage non-isolé par rapport au boîtier isolé. De plus, les données statistiques permettent d'extraire la valeur du coefficient «  $n$  » (cf. Équation **(IV.6)**), appelé encore « exposant de Coffin-Manson ». Ce dernier vaut environ 2,1 pour les TRIAC non-isolés et 0,5 pour les composants isolés. Il est important de préciser que la valeur de l'exposant de Coffin-Manson dépend principalement du mécanisme de défaillance. Dans les applications liées à l'automobile où le mécanisme de défaillance est lié à la délamination des étages de brasure, la valeur souvent utilisée est  $n = 4$  [86].

En utilisant la relation **(IV.6)**, il est maintenant possible d'évaluer la durée de vie des TRIAC (isolés ou non) quelle que soit la valeur du  $\Delta T_{\text{case}}$ . Par exemple, pour une excursion de la température du boîtier égale à 80 °C, la durée de vie moyenne d'un assemblage non-isolé serait théoriquement égale à environ 15240 cycles. Pour évaluer l'exactitude de ce résultat, nous avons mené un essai de cyclage de puissance sur trente TRIAC T1650H-6T (TO-220 non-isolé) dans les conditions suivantes :  $t_r = 10$  s,  $\Delta T_{\text{case}} = 80$  °C,  $T_{\text{OFF}} = 120$  s. En utilisant une distribution Log-normale, la statistique de dégradation a révélé que la durée de vie moyenne des composants est environ égale à 16154 cycles. L'intervalle de confiance sur le temps à

90 % est [15002 cycles ; 17395 cycles]. La différence entre les deux durées de vie ne représente qu'environ 6 %. Le modèle proposé dans la relation (IV.6) est donc validé.

### IV.3.5. Synthèse

Les résultats des campagnes d'essais expérimentaux de fiabilité fonctionnelle nous ont permis de mieux comprendre l'influence du type de profil de mission sur le vieillissement de l'assemblage du TRIAC. Ces résultats ne sont valables uniquement lorsque la défaillance des TRIAC est liée à un mécanisme de délamination des étages de brasure.

Le temps de montée ( $t_r$ ), pour les plages rencontrées dans les applications qui utilisent des TRIAC, a un impact négligeable sur la durée de vie des composants, quelque soit le type de boîtier (isolé ou non). Fort de ce constat, cette étude présente alors l'intérêt majeur pour le fabricant de TRIAC de réduire la durée de test de qualification de ses futurs produits. En effet, la durée d'un essai normatif de cyclage de puissance peut être environ divisée par deux lorsque le temps de montée passe de 2 min à 10 s (28 cycles/h pour  $t_r = 10$  s par rapport à 15 cycles/h pour  $t_r = 2$  min).

Les résultats de simulation numérique ont montré que le palier à la température maximale (PW), dans la gamme de durée étudiée, semble avoir une influence négligeable sur la durée de vie des TRIAC. Toutefois, ce postulat doit être vérifié à l'aide de données expérimentales complémentaires.

Enfin, l'excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ) apparaît comme étant le facteur principal qui accélère la dégradation des TRIAC. En utilisant par exemple l'expression proposée par Coffin-Manson, nous avons vu en particulier que le facteur d'accélération est environ quatre fois plus élevé pour l'assemblage non-isolé par rapport à son homologue isolé. Ainsi, un boîtier isolé est réputé moins fiable que l'assemblage non-isolé. Or, les tests de qualification sont traditionnellement menés pour un  $\Delta T_{\text{case}}$  de 60 °C. Suite à cette étude, il apparaît donc que pour les régimes extrêmes de fonctionnement, le TRIAC isolé est plus robuste.

## IV.4. Vers une extrapolation de la durée de vie

### IV.4.1. Preamble

Les campagnes expérimentales de vieillissement ont permis d'identifier les mécanismes de défaillance critiques des TRIAC. Au cours des cyclages de puissance, les analyses technologiques (microscopies acoustiques et micro-sections) ont révélé un procédé de délamination des étages de brasure (en particulier, les brasures « Radiateur / Puce » et « Radiateur / Céramique » respectivement pour le TRIAC non-isolé et l'assemblage isolé).

Le croisement des informations sur le taux de défaillance, pour le mécanisme de dégradation précédemment cité, avec les profils de mission des TRIAC permettrait de prédire leur durée de vie. La mise en place d'outils de prédiction peut être réalisée en faisant

le lien entre les outils de simulation numérique, les résultats de caractérisation de la brasure et les essais de cyclage thermique actif.

Dans ce paragraphe, nous allons passer en revue les types de modèle utilisés pour prédire la fatigue thermomécanique des brasures. Nous proposerons en particulier un modèle pour l'assemblage du TRIAC. Les constantes de ce modèle seront extraites en corrélant les durées de vie expérimentales des composants avec un paramètre mécanique traduisant le vieillissement de la brasure.

#### **IV.4.2. Les modèles de prédiction de la durée de vie**

*Lee et al.* [87] ont proposé un état des lieux sur les modèles les plus utilisés pour prédire la durée de vie des brasures. Les auteurs de cet article ont retenu quatorze modèles. Ces derniers ont été classés en cinq catégories fondées sur :

- les contraintes,
- les déformations plastiques,
- les déformations en fluage,
- l'énergie,
- l'endommagement.

La première catégorie concerne les applications où le chargement appliqué est une force ou une contrainte. Cette force (ou cette contrainte) induit une déformation du matériau. Les modèles fondés sur les contraintes peuvent être alors utilisés pour les composants soumis à des chocs mécaniques ou à des vibrations.

Un modèle est fondé sur les déformations si le chargement appliqué est un déplacement ou une déformation. Ce déplacement (ou cette déformation) entraîne l'apparition d'une contrainte dans le composant. Les déformations occasionnées par une différence de coefficients de dilatation thermique entre deux matériaux appartiennent à cette catégorie. On distingue deux sous-catégories. La première lorsque les déformations sont liées à un phénomène de plasticité indépendant du temps. La seconde dans le cas où les déformations évoluent dans le temps. Dans ce dernier cas, on parle de viscoplasticité ou de déformation de fluage.

Les modèles fondés sur l'énergie s'appuient sur le calcul de l'aire sous la courbe représentative de la contrainte du joint de brasure en fonction de sa déformation. La plupart de ces modèles, à l'exception de celui proposé par *Darveaux* [88], permettent uniquement de calculer le temps d'initiation d'une fissure et non le nombre de cycles conduisant à la rupture du matériau.

Les modèles de la dernière catégorie calculent l'endommagement provoqué par la propagation d'une fissure dans le joint de brasure. Cet endommagement est évalué à partir des fondements de mécanique de la rupture.

Dans l'article de *Lee et al.*, les auteurs listent les constantes et les variables requises pour chaque modèle de prédiction de la fatigue de la brasure. Le **tableau IV.9** donne un exemple de constantes à extraire pour quelques modèles.

À partir de ce classement, la première catégorie ne s'applique pas à notre étude. Quant à la dernière, l'implémentation des modèles est très complexe. Ainsi, elle ne sera également pas retenue. Les modèles fondés sur les déformations et l'énergie sont en revanche bien adaptés pour les composants qui sont soumis à des cycles de puissance.

Nous avons vu précédemment que le paramètre principal accélérant la dégradation des TRIAC est l'excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ). En première approximation, nous pouvons nous placer dans la deuxième catégorie de modèle où les déformations du joint de brasure sont liées à un phénomène de plasticité indépendant du temps. Pour prédire l'endommagement par fatigue de la brasure, nous avons choisi d'utiliser le modèle de Coffin-Manson, introduit dans le troisième chapitre. Ce modèle relie, par une loi en puissance, l'amplitude de la déformation plastique ( $\Delta \epsilon_p$ ) au nombre de cycles ( $N_f$ ) conduisant à la rupture du joint de brasure. Ce critère a été largement utilisé pour des sollicitations uni-axiales isothermes.

La géométrie relativement simple de l'assemblage du TRIAC nous conforte également dans le choix d'une loi de Coffin-Manson. Toutefois, l'utilisation d'un tel critère dans le cas de structures tridimensionnelles complexes reste difficile. En effet, les sollicitations ne sont pas uniquement uni-axiales. De plus, lorsque les chargements sont anisothermes, la définition d'une amplitude de la déformation plastique est délicate. Dans ce cas, la prédiction de la fatigue des brasures pourrait être menée en s'appuyant sur des modèles énergétiques.

Pour utiliser la loi de Coffin-Manson, il est nécessaire de renseigner uniquement deux constantes (cf. **Tableau IV.9**). C'est la raison pour laquelle, ce modèle, très connu, est souvent qualifié de « simple ». Les outils de simulation numérique permettent d'extraire l'amplitude de la déformation plastique ( $\Delta \epsilon_p$ ).

Dans la dernière partie de ce chapitre, nous allons proposer une loi de fatigue du joint de brasure entre le radiateur et la puce, pour un TRIAC non-isolé soumis à des cycles actifs de température.

| Catégorie                | Nom                       | Paramètres                           | Équation                                                                                   | Constantes à extraire                                                                                                               |
|--------------------------|---------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Déformations plastiques  | <i>Coffin-Manson</i>      | Déformations plastiques              | $\Delta\varepsilon_p/2 = \varepsilon'_f \times (2 \cdot N_f)^c$                            | $\varepsilon'_f$ : coefficient de ductilité<br>$c$ : exposant de fatigue ductile                                                    |
|                          | <i>Déformation totale</i> | Déformations totales                 | $\Delta\varepsilon/2 = \sigma'_f/E \cdot (2 \cdot N_f)^b + \varepsilon'_f (2 \cdot N_f)^c$ | $b$ : exposant de Basquin                                                                                                           |
|                          | <i>Engelmaier</i>         | Déformations totales de cisaillement | $N_f = 1/2 \cdot (\Delta\gamma_t/2\varepsilon'_f)^{1/c}$                                   | $c = f(T_s, f)$ avec $T_s$ la température moyenne par cycle et $f$ la fréquence                                                     |
| Déformations de fluage   | <i>Miner</i>              | Déformations plastiques et de fluage | $1/N_f = 1/N_p + 1/N_c$                                                                    | $N_p$ : défaillance due à la plasticité<br>$N_c$ : défaillance due au fluage                                                        |
|                          | <i>Knecht et Fox</i>      | Matrice de déformation de fluage     | $N_f = C/\Delta\gamma_{mc}$                                                                | $C$ : constante                                                                                                                     |
| Énergie et endommagement | <i>Akay</i>               | Énergie de déformation totale        | $N_f = (\Delta\bar{W}/W_0)^{1/k}$                                                          | $W_0, k$ : constantes                                                                                                               |
|                          | <i>Darveaux</i>           | Endommagement et énergie             | $N_{aw} = \frac{a - (N_{0s} - N_{0p}) \cdot da_p/dN}{da_s/dN + da_p/dN} + N_{0s}$          | $a$ : longueur totale de la fissure<br>$da/dN$ : vitesse de progression de la fissure<br>$N_0$ : instant d'initiation de la fissure |

Tableau IV.9 : exemple de modèles de prédiction de la fatigue des brasures [87].

### IV.4.3. Exemple d'extrapolation pour un TRIAC non-isolé

Dans ce paragraphe, nous allons donner un exemple d'extrapolation de la fatigue de l'assemblage d'un TRIAC non-isolé soumis à des cyclages de puissance. Cette structure demande moins de ressources en termes de temps de calcul par rapport au boîtier isolé.

Nous considérons en particulier le joint de brasure entre le radiateur et la puce. En effet, nous avons montré que cet étage est particulièrement sensible aux excursions de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ).

La simulation thermomécanique de l'assemblage du composant permet d'évaluer la variation de la déformation plastique ( $\Delta \varepsilon_p$ ) dans la brasure. Ce paramètre doit être représentatif d'un cycle de température stabilisé. Pour garantir cette stabilité, *Darveaux* [89] a notamment montré qu'il est nécessaire de simuler trois cycles de température.

Pour utiliser le modèle de Coffin-Manson, nous avons vu qu'il est essentiel de renseigner les valeurs de deux constantes ( $\varepsilon'_f$  et  $c$ ). Ces constantes sont extraites à partir des résultats des essais de cyclage de puissance.

Nous supposons ici que la durée de vie moyenne expérimentale (MTTF), obtenue à partir des différentes analyses statistiques, correspond au nombre de cycles conduisant à la rupture du matériau. Par conséquent, la relation (III.5), introduite dans le **chapitre 3**, peut s'écrire de la façon suivante (cf. Équation (IV.7)).

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f \times (2 \cdot \text{MTTF})^c \quad (\text{IV.7})$$

La **figure IV.20** donne l'évolution de l'amplitude des déformations plastiques ( $\Delta \varepsilon_p$ ) en fonction de la durée de vie expérimentale (MTTF). Les différents points ont été simulés pour un  $\Delta T_{\text{case}}$  respectivement égal à 60 °C, 80 °C et 130 °C. À ces différentes valeurs de  $\Delta T_{\text{case}}$ , nous connaissons la durée de vie moyenne associée du composant (cf. **Tableau IV.8**).

À partir de la **figure IV.20**, nous avons extrait les valeurs des deux constantes du modèle de Coffin-Manson. Nous avons trouvé :  $\varepsilon'_f \approx 0,33$  et  $c \approx -0,51$ . Compte-tenu de l'intervalle de confiance à 90 % sur la durée de vie des TRIAC non-isolés (cf. **Tableau IV.8**), la variation du coefficient de fatigue ductile ( $\varepsilon'_f$ ) est environ égale à  $\pm 4$  %. Nous rappelons que ce paramètre est souvent admis comme étant égal à la déformation réelle du matériau à la rupture lors d'un essai de traction [90].

Suite à la détermination des constantes du modèle de prédiction, il est maintenant envisageable d'estimer numériquement la durée de vie d'un TRIAC soumis à un profil thermique quelconque.

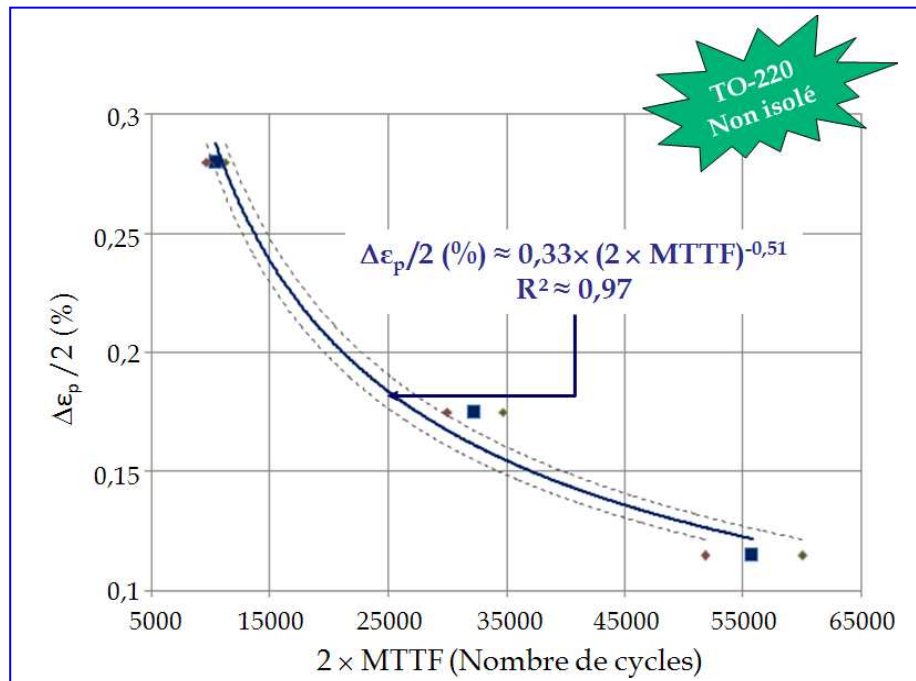


Figure IV.20 : relation entre la durée de vie expérimentale du TRIAC non-isolé et l'amplitude de la déformation plastique maximale du joint de brasure entre le radiateur et la puce.

La première perspective qui se dégage de ce travail concerne l'interprétation physique des constantes du modèle de Coffin-Manson. Il serait intéressant de modéliser la durée de vie de la brasure  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$  à partir des essais de fatigue présentés dans le chapitre 3. L'objectif serait de corrélérer les résultats avec ceux obtenus en cyclage de puissance. À titre illustratif, *Andersson et al.* [91] ont extrait les constantes du modèle de Coffin-Manson pour la brasure  $\text{SnPb}_{37}$ . L'ordre de grandeur des coefficients obtenus pour l'alliage  $\text{Pb}_{92,5}\text{Sn}_{5,0}\text{Ag}_{2,5}$  est assez proche des informations données dans cet article.



## Conclusion générale

*« C'est là en effet un des grands et merveilleux caractères des beaux livres que pour l'auteur ils pourraient s'appeler « Conclusions » et pour le lecteur « Incitations ». »*

*Marcel PROUST, écrivain français*

*Extrait de Sur la lecture*



Au cours de leur fonctionnement, l'assemblage des TRIAC subit un échauffement induit par les pertes par conduction dans les puces. Les travaux présentés dans ce mémoire nous ont permis de mieux identifier et de comprendre les mécanismes à l'origine du vieillissement des composants. Les cycles actifs de température fragilisent en particulier les joints de brasure, utilisés pour accoler les matériaux de l'assemblage des TRIAC. Ces cyclages thermiques induisent des contraintes thermomécaniques du fait de la variation importante des coefficients de dilatation thermique des différents matériaux.

Nous avons mis en place et suivi des campagnes d'essais de fatigue thermique sur des TRIAC « haute température » de calibre 16 A, 600 V. Deux types de boîtier TO-220 ont été testés : l'un isolé, l'autre non. Ces essais de cyclage de puissance visent à reproduire les contraintes électro-thermomécaniques que subiraient les composants dans une application réelle.

Dans ces travaux de recherche, nous avons notamment analysé l'influence de trois paramètres d'un cycle actif de température sur la durée de vie des TRIAC : les temps de montée ( $t_r$ ) et de palier (PW) à la température maximale, ainsi que l'excursion de la température du boîtier ( $\Delta T_{\text{case}}$ ).

Nous avons montré que le temps de montée ( $t_r$ ), pour des durées comprises entre 10 s et 210 s, a un impact négligeable sur la durée de vie des composants, quelque soit le type de boîtier (isolé ou non). Cette information est fondamentale pour le fabricant de TRIAC. En effet, les essais normalisés de cyclage thermique, pour qualifier ses produits avant leur introduction sur le marché, sont menés pour des temps de montée typiques de 120 s. La durée de l'essai peut alors être divisée par deux, lorsque la montée en température passe de 120 s à 10 s. Pour une valeur fixée du  $\Delta T_{\text{case}}$  et Les résultats obtenus nous ont permis de constituer une base de données expérimentale très complète contenant des informations quantitatives sur le taux de défaillance des composants. Ces résultats ne sont valables uniquement lorsque la défaillance des TRIAC est liée à un mécanisme de délamination des étages de brasure.

Les résultats de simulation numérique ont montré que pour des durées comprises entre 50 s et 200 s, le temps de palier semble avoir une influence négligeable sur la durée de vie des TRIAC. Toutefois, cet axiome doit être vérifié à partir de données expérimentales complémentaires.

L'excursion de la température du boîtier apparaît ainsi comme étant le facteur principal qui accélère la dégradation des TRIAC. Nous avons traduit cette accélération des défaillances en utilisant la définition proposée par *Coffin* et *Manson*.

Pour les trois paramètres ( $t_r$ , PW,  $\Delta T_{\text{case}}$ ) investigués, nous avons vu que l'assemblage isolé se dégrade plus rapidement que sont homologue non-isolé.

Les matériaux de l'assemblage les plus sensibles à la fatigue thermique sont les joints de brasure et plus précisément, les étages « Radiateur / Céramique » et « Radiateur / Puce », respectivement pour les boîtiers isolés et non-isolés. Ces joints de brasure présentent de

nombreuses fissures après vieillissement. Le suivi, au cours des cyclages de puissance, de la résistance thermique entre la jonction et le boîtier ( $R_{th(j-c)}$ ) nous a renseigné sur l'état des brasures. Cet indicateur de défaillance permettrait le diagnostic prédictif dans le cadre d'une application réelle.

La corrélation entre les informations sur le taux de défaillance, pour le mécanisme de dégradation précédemment cité, avec les profils de mission des TRIAC permettrait de prédire leur durée de vie. Ces outils de prédiction peuvent être réalisés en faisant le lien entre les simulations numériques et les essais de cyclage de puissance.

Toutefois, pour garantir une précision suffisante des simulations, il est nécessaire de connaître les propriétés thermomécaniques des matériaux et en particulier, celles des brasures. Dans cette thèse, nous avons caractérisé les propriétés thermo-physiques de l'alliage  $Pb_{92.5}Sn_{5.0}Ag_{2.5}$ , utilisé pour réaliser les interfaces d'assemblage des TRIAC. Nous avons également proposé un début d'alternative à cette brasure à base de plomb, en cas d'évolution de la législation européenne visant à bannir l'usage du plomb. La solution proposée s'orienterait autour de l'alliage SACN125-5. Des mesures complémentaires sont néanmoins nécessaires pour étoffer la base de données expérimentale actuellement existante.

Dans la dernière partie de ce mémoire, nous avons utilisé la relation de Coffin-Manson pour modéliser la fatigue thermomécanique des joints de brasure. Cette modélisation semble être pertinente pour deux raisons. La première est que le principal facteur d'accélération est l'excursion de la température du boîtier. La dynamique du cycle de température (avec différentes durée de la montée et du palier à la température maximale) n'intervient a priori pas dans les calculs prédictifs. La seconde considère que le mécanisme de dégradation prépondérant est lié à la variation de la déformation plastique du joint de brasure.

Ces travaux de recherche vont permettre à terme de mettre en place des méthodes de prévision de la défaillance des TRIAC, en fonction des profils de température générés dans leur application. Il sera possible de valider ou non des modes extrêmes de fonctionnement de ces composants. La première perspective qui se dégage alors de cette étude est de déterminer le domaine de validité du modèle d'estimation de la durée de vie proposé. Ce modèle devra tenir compte d'une évolution possible du procédé d'assemblage des TRIAC, notamment en cas d'utilisation d'alliages sans plomb pour réaliser les joints de brasure.

Le site STMicroelectronics de Tours devrait prochainement introduire sur le marché des TRIAC « haute température » assemblés en technologie « ball bonding ». Il sera alors intéressant d'étudier la robustesse de ces composants, lorsqu'ils sont soumis à des excursions de température lors de leur fonctionnement. De nouveaux défauts pourront sans doute être décelés (décollement du fil de bonding, extrusion de métal de la puce). Ces défauts sont actuellement bien identifiés pour les modules à IGBT utilisés dans les besoins en transport.

Les résultats présentés dans ce mémoire ont aussi permis de mieux appréhender le comportement interne du TRIAC vis-à-vis de la température. Nous avons en effet étudié l'influence de la température sur les paramètres électriques du composant. Suite à cette étude, certaines interrogations subsistent quant à la tenue aux surcharges en courant, lorsque

la température augmente, notamment pour des durées de conduction supérieures à 10 ms. De même, il serait intéressant d'analyser l'impact de la température de jonction sur la tenue aux taux de croissance rapide du courant à l'amorçage. Ces problématiques pourraient éventuellement être traitées lors d'une thèse.



## Références bibliographiques

- [1] Stéphane FORSTER. *Fiabilité fonctionnelle et mécanismes de dégradation des TRIAC soumis aux chocs thermiques par  $di/dt$  à la fermeture*. Thèse de doctorat, Université de Metz, 10 septembre 2001, 248 pages.
- [2] Stéphane MOREAU. *Fiabilité environnementale des composants de puissance : le TRIAC*. Thèse de doctorat, Université de Tours, 17 mai 2005, 127 pages.
- [3] Lambert PIERRAT. La fiabilité des composants de puissance : approche unifiée des modèles de défaillance thermomécanique. In: *Conférence Electronique de Puissance du Futur (EPF'06), Grenoble, France, 2006*.
- [4] L. GONTHIER, T. CASTAGNET, R. ACHART. New Bidirectional Blocking Voltage Power Switch for Light dimmers. In: *International Exhibition & Conference for Power Electronics Intelligent Motion Power Quality (PCIM'05), Nürnberg, Germany, June 9<sup>th</sup>, 2005*.
- [5] L. GONTHIER, R. ACHART, B. MORILLON. EN55015 compliant 500W dimmer with low-losses symmetrical switches. In: *European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'05), Dresden, Germany, September 11-14, 2005*.
- [6] F.E. GENTRY, R.I. SCACE, J.K. FLOWERS. Bidirectional triode P-N-P-N switches. In: *Proceedings of the IEEE Publication, Volume: 53, Issue: 4, April 1965, pp. 355 – 369*.
- [7] B. J. BALIGA. Power semiconductor devices. PWS Publishing Company, 1996.
- [8] SCRs, TRIAC and AC Switches Databook. STMicroelectronics Company, 4<sup>ème</sup> édition, juin 1995, pages 775 à 796.
- [9] J.-M. LANDA. Actualité : la directive européenne RoHS. Avril 2007, [référence du 5 octobre 2006 (date à laquelle le site a été consulté)].  
<http://obligement.free.fr/articles/directiverohs.php>.
- [10] Jean-Yves DELÉTAGE. *Étude de la durée de vie d'assemblages microélectroniques par l'utilisation de simulations, de modèles de dégradation et de circuits intégrés spécifiques de test*. Thèse de doctorat, Université de Bordeaux 1, 4 décembre 2003, 175 pages.
- [11] L. GONTHIER, J.-M. SIMONNET, S. MERCIER, A. PASSAL. Nouveau Triac Haute-Température Haute-Performance pour l'Optimisation des Aspirateurs. In: *12<sup>ème</sup> édition du colloque Électronique de Puissance du Futur (EPF), Tours, France, 2 -3 juillet 2008*.
- [12] L. GONTHIER, J.-M. SIMONNET, S. MERCIER, A. PASSAL. New High-Temperature, High-Performance Triacs for Optimized Vacuum Cleaner Designs. In: *International Conference & Exhibition for Power Electronics Intelligent Motion Power Quality (PCIM), Shanghai, China, March 18-20, 2008*.
- [13] T.I. BĂJENESCU, M.I. BĂZU. *Reliability of Electronic Components. A practical Guide to Electronic Systems Manufacturing*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1999.

- [14] Jérôme VALLON. *Introduction à l'étude de la fiabilité des cellules de commutation à IGBT sous fortes contraintes*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 17 décembre 2003, 219 pages.
- [15] Laurent DUPONT. *Contribution à l'étude de la durée de vie des assemblages de puissance dans des environnements haute température et avec des cycles thermiques de grande amplitude*. Thèse de doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 22 juin 2006, 189 pages.
- [16] F. RICHARDEAU, F. FOREST. Problématiques, méthodologies et enjeux de la fiabilité en électronique de puissance. In: *8<sup>ème</sup> édition du colloque Électronique de Puissance du Futur (EPF)*, Lille, France, 29 novembre – 1<sup>er</sup> décembre 2000.
- [17] D. DELIGNIÈRES. La normalité. Séminaire méthodologique, janvier 2003, [référence du 10 janvier 2007 (date à laquelle le site a été consulté)]. [http://pagesperso-orange.fr/didier.delignieres/Colloques-docs/loi\\_normale.pdf](http://pagesperso-orange.fr/didier.delignieres/Colloques-docs/loi_normale.pdf).
- [18] J. WEST, M. SHLESINGER. The Noise in Natural Phenomena. In: *American Scientist*, 78, 1990, pp. 40 – 45.
- [19] W.B. NELSON. *Accelerating Testing: Statistical Models, Test Plans, and Data Analyses*. John Wiley & Sons, February 1990.
- [20] H. CUI. Accelerated temperature cycle test and Coffin-Manson model for Electronic Packaging. In: *Proc. Of the Annual Reliability and Maintainability Symposium (RAMS 2005)*, January 24 – 27, 2005.
- [21] *Semiconductor device reliability failure models*. International SEMATECH Reliability Technology Advisory Board, 2000.
- [22] U. DROFENIK. Reliability and Lifetime Modelling and Simulation of Power Modules and Power Electronic Building Blocks, In: *Progress Report February 2008 for the European Center for Power Electronics (ECPE) seminar*, Zurich, February 6, 2008.
- [23] N. PAN et al. An acceleration model for Sn-Ag-Cu solder joint reliability under various thermal cycle conditions. In: *Proc. SMTA International*, 2006, pp. 876 – 883.
- [24] Z. KHATIR, S. LEFEBVRE. Analyse thermique des modules hybrides de puissance à l'aide des éléments de frontière. In: *Conférence Electronique de Puissance du Futur (EPF 2000)*, Lille, France, 2000.
- [25] T. LHOMMEAU, A. ZEANH, J.-L. FOCK, SUI TOO, R. MEURET, S. VIEILLARD. Étude de la fiabilité prédictive des composants de puissance en environnement aéronautique : Effet du cyclage thermique sur la durée de vie des assemblages. In: *Conférence Electronique de Puissance du Futur (EPF'08)*, Tours, France, 2008.
- [26] H. LAVILLE, T. DOYTCHINOV, P. FOUASSIER. Composants haute température et électronique de puissance. In: *Conférence Electronique de Puissance du Futur (EPF'08)*, Tours, France, 2008.
- [27] S. AZZOPARDI, J.-P. FRADIN, M. MEDINA, R. MEURET, M. PITON, P. ROLLIN, C. TERESKIWIEZ, P.-E. VIDAL. Étude prédictive de la fiabilité de l'électronique de

- puissance embarquée : projet CEPIA. In: *Conférence Electronique de Puissance du Futur (EPF'08), Tours, France, 2008.*
- [28] M. CIAPPA. Selected failure mechanisms of modern power modules. In: *Microelectronics Reliability*, Vol. 42, n°4 – 5, April-May 2002, pp. 653 – 667.
  - [29] T. SCHUTZE, H. BERG, M. HIERHOLZER. Further Improvements in the Reliability of IGBT Modules. In: *Industry Application Conference (IAS), St. Louis, MO, USA, 1998*, pp. 1022 – 1025.
  - [30] D. CHAN, D. BHATE, G. SUBBARAYAN, D. LOVE, R. SULLIVAN. Effects of Dwell Time on the Fatigue Life of Sn3.8Ag0.7Cu and Sn3.0Ag0.5Cu Solder Joints During Simulated Power Cycling. In: *Proceedings of 57<sup>th</sup> Electronics Components and Technology Conference (ECTC), Reno, NV, May 29<sup>th</sup> - June 1<sup>st</sup>, 2007*, pp. 227 – 234.
  - [31] Y. YAMADA et al. Reliability of wire-bonding and solder joint for high temperature operation of power semiconductor device. In: *Microelectronics Reliability*, Vol. 47, 2007, pp. 2147 – 2151.
  - [32] E. WOIRGARD. Approches d'évaluation de la fiabilité pour des assemblages de puissance. In: *Journées du pôle « intégration de puissance ISP3D », Montpellier, 18 – 19 octobre 2006.*
  - [33] S. RAMMINGER, P. TÜRKE, G. WACHUTKA. Crack Mechanism in Wire Bonding Joints. In: *Microelectronics Reliability*, Vol. 38, n° 6 – 8, 1998, pp. 1301 – 1305.
  - [34] P. COVA, M. CIAPPA, G. FRANCESCHINI, P. MALBERTI, F. FANTINI. Thermal characterization of IGBT power modules. In: *Microelectronics Reliability*, Vol. 37, 1997, pp. 1731 – 1734.
  - [35] L. DUPONT, S. LEFEBVRE, M. BOUARROUDJ, Z. KHATIR, J.-C. FAUGIÈRES, F. EMORINE. Ageing Test Results of low voltage MOSFET Modules for Electrical Vehicles. In: *European Conference on Power Electronics (EPE 2007), Aalborg, Denmark, 2007.*
  - [36] T. HERMANN, M. FELLER, J. LUTZ, R. BAYERER, T. LICHT. Power Cycling Induced Failure Mechanisms in Solder Layers. In: *12<sup>th</sup> European Conference on Power Electronics and Applications (EPE), Aalborg, Denmark, September 2007.*
  - [37] P. HANSEN, P. McCLUSKEY. Failure models in power device interconnects. In: *12<sup>th</sup> European Conference on Power Electronics and Applications (EPE), Aalborg, Denmark, September 2007.*
  - [38] M. CIAPPA. Lifetime Modeling and Prediction of Power Devices. In: *European Center for Power Electronics (ECPE) Workshop, Toulouse, France, 25 – 26 June 2008.*
  - [39] Mounira BOUARROUDJ-BERKANI. *Étude de la fatigue thermomécanique des modules électroniques de puissance en ambiance de températures élevées pour des applications de traction de véhicules électriques et hybrides.* Thèse de doctorat de l'École Normale Supérieure de Cachan, 9 octobre 2008, 147 pages.

- [40] K. GUTH, P. MAHNKE. Improving the thermal reliability of large area solder joints in IGBT power modules. In: *4<sup>th</sup> International Conference on Integrated Power Systems (CIPS), Naples, Italy, June 7 – 9, 2006.*
- [41] L. CIAMPOLINI, M. CIAPPA, P. MALBERTI, P. REGLI, W. FICHTNER. Modeling thermal effects of large continuous voids in solder joints. In: *Microelectronics Reliability, Vol. 30, 1999, pp. 1115 – 1123.*
- [42] L. DUPONT, Z. KHATIR, S. LEFEBVRE, S. BONTEMPS. Effects of metallization thickness of ceramic substrates on the reliability of power assemblies under high temperature cycling. In: *Microelectronics Reliability, Vol. 46, 2006, pp. 1766 – 1771.*
- [43] R. AMRO, J. LUTZ, J. RUDZKI, R. SITTIG, M. THOBEN. Power Cycling at High Temperature Swings of Modules with Low Temperature Joining Technique. In: *Proceedings of the 18<sup>th</sup> International Symposium on Power Semiconductor Devices & IC's, Naples, Italy, June 4 – 8, 2006.*
- [44] M. CIAPPA, P. MALBERTI. Plastic Strain of Aluminium Interconnections during Pulsed Operation of IGBT Multichip Modules. In: *Quality and Reliability in Engineering International, Vol. 12, 1996, pp. 297 – 303.*
- [45] M. CIAPPA, F. CARBONAGNI, P. COVA, W. FICHTNER. A novel thermomechanics-based lifetime prediction model for cycle fatigue failure mechanisms in power semiconductors. In: *Microelectronics reliability, Vol. 42, 2002, pp. 1653 – 1658.*
- [46] D. A. SPERA. What is thermal fatigue? In: *Thermal Fatigue of Materials and Components, American Society for Testing and Materials (ASTM), 1976, pp. 3-9.*
- [47] Nicolas MALÉSYS. *Modélisation probabiliste de formation de réseaux de fissures de fatigue thermique.* Thèse de doctorat, École Normale Supérieure (ENS) de Cachan, 16 novembre 2007, 196 pages.
- [48] IEC 60747-15. *Discrete semiconductor devices Part 15: Isolated power semiconductor devices.* June 1<sup>st</sup>, 2003.
- [49] F. CHIAVASSA. Présentation du système MIL. Généralités et composants EEE. CCT « Politique Composants », novembre 2004, [référence du 15 juin 2006 (date à laquelle le site a été consulté)].  
[http://biancaweb.cnes.fr/Standard\\_CNES\\_public/Presentation/MIL\\_system\\_overview%20.pdf](http://biancaweb.cnes.fr/Standard_CNES_public/Presentation/MIL_system_overview%20.pdf) .
- [50] MIL-STD-750C. *Test method standard semiconductor devices.* 23 February 1983.
- [51] AEC-Q101-Rev C. *Stress Test Qualification for Discrete Semiconductors.* June 17, 2005.
- [52] JEDEC JESD22-A104. *Temperature Cycling.* Rev. C, 2005.
- [53] JEDEC JESD22-A105. *Power and Temperature Cycling.* Rev. C, 2004.
- [54] M. BOUARROUDJ, Z. KHATIR, J.-P. OUSTEN, L. DUPONT, S. LEFEBVRE, F. BADEL. Comparison of stress distributions and failure modes during thermal cycling and

- power cycling on high power IGBT modules. In: *12<sup>th</sup> European Conference on Power Electronics and Applications (EPE)*, Aalborg, Denmark, 2-5 September 2007.
- [55] Chapter 7: Power System Thermal Design. Artesyn documentation, date de publication non communiquée, pages 3 à 5.
- [56] I. SARI-ALI, B. BENYUCEF, B. CHIKH-BLED. Étude de la jonction PN d'un semi-conducteur à l'équilibre thermodynamique. In: *Journal of Electron Devices*, vol. 5, 2007, pp. 122-126.
- [57] S. JACQUES, L. GONTHIER, N. BATUT. Thermal Runaway Evaluation for High Temperature Triacs. In: *IEEE conference on power electronics and applications (EPE)*, Aalborg, Denmark, 2-5 September 2007.
- [58] L. GONTHIER, A. PASSAL, S. MERCIER. Key parameters for New High Temperature Triacs. In: *PCIM Europe proceedings*, Nuremberg, Germany, May 2008.
- [59] S. MERCIER, L. GONTHIER. Thermal runaway evaluation for new high temperature Triacs in steady-state operation. In: *IEEE conference on power electronics and applications (EPE)*, Barcelona, Spain, September 2009.
- [60] A. VAPAILLE, R. CASTAGNÉ. *Dispositifs et circuits intégrés semi-conducteurs. Physique et technologie*. Éditions Dunod, Paris, 1990.
- [61] S. JACQUES, R. LEROY, N. BATUT, L. GONTHIER. Aging Test Results for High Temperature TRIACs during Power Cycling. In: *Proceedings of IEEE Power Electronics Specialists Conference (PESC)*, June 2008, pp. 2447-2452.
- [62] D. FRANÇOIS, A. PINEAU, A. ZAOUI. *Comportement mécanique des matériaux : Élasticité et Plasticité*. Éditions Hermès, 2<sup>ème</sup> édition, Paris, 1992.
- [63] D. FRANÇOIS, A. PINEAU, A. ZAOUI. *Comportement mécanique des matériaux : Viscoplasticité, endommagement, mécanique de la rupture, mécanique du contact*. Éditions Hermès, 2<sup>ème</sup> édition, Paris, 1995.
- [64] J. LEMAITRE, J.-L. CHABOCHE. *Mécaniques des matériaux solides*. Éditions Dunod, seconde édition, avril 2001.
- [65] A. PINEAU. Alliages métalliques pour conditions extrêmes. In : *Texte de la 281<sup>ème</sup> conférence de l'Université de tous les savoirs*, 7 octobre 2000.
- [66] D. FRANÇOIS. Essais mécaniques des métaux : détermination des lois de comportement. In : *Techniques de l'Ingénieur, traité des matériaux métalliques*, MB(M120), avril 1984.
- [67] J. BARRALIS. *Précis de métallurgie : élaboration – structures – propriétés, normalisation*. Éditions Nathan, 10 juin 1998.
- [68] S. FOREST, R. SIEVERT. Elastoviscoplastic constitutive frameworks for generalized continua. In: *Acta Mechanica*, 160, 2003, pp. 71 – 111.
- [69] J.-C. CHARMET. Plasticité Fluage. 2005, [référence du 27 janvier 2009 (date à laquelle le site a été consulté)].

<http://www.pmmh.espci.fr/fr/Enseignement/Archives/MecaSol/Plasticite.ppt>.

- [70] M. JABBADO. *Fatigue polycyclique des structures métalliques : durée de vie sous chargements variables*. Thèse de doctorat, École Polytechnique, 14 mars 2006, 148 pages.
- [71] D. SORNETTE, T. MAGNIN, Y. BRECHET. The Physical Origin of the Coffin-Manson Law in Low-Cycle Fatigue. In: *Europhysics Letters*, 20 (5), November 1992, pp. 433 – 438.
- [72] A. OLIVIER. La loi de Hall-Petch enfin élucidée ! In : *Le journal du CNRS*, N° 204, janvier 2007.
- [73] METRAVIB R.D.S., 200 chemin des Ormeaux 69760 Limonest France. *Notice d'utilisation des viscoanalyseurs VA815, VA2000 et VA4000*.
- [74] F. GAROFALO, J.-P. ANDRE. *Déformation et rupture par fluage*. Traduction française, 1971, 256 pages.
- [75] G.Z. WANG, Z.N. CHENG, K. BECKER, J. WILDE. Applying Anand Model to Represent the Viscoplastic Deformation Behavior of Solder Alloys. In: *Journal of Electronic Packaging*, Vol. 123, September 2001, pp. 247-253.
- [76] S. JACQUES, J. ROUBION, N. BATUT, R. LEROY, L. GONTHIER. Experimental Characterization of Thermo-mechanical Properties of Lead-based Solders for Power Electronics Packaging Reliability Applications. In: *European Microelectronics and Packaging Conference and Exhibition (EMPC)*, Rimini, Italy, June 2009.
- [77] J. WILDE, K. BECKER, M. THOBEN, W. BLUM, T. JUPITZ, G. WANG, Z. N. CHENG. Rate Dependent Constitutive Relations Based on Anand Model for 92.5Pb5Sn2.5Ag Solder. In: *IEEE transactions on advanced packaging*, Vol. 23, N° 3, August 2000, pp. 408-414.
- [78] S. WIESE, et al. Constitutive behaviour of lead-free solders vs. lead-containing solders experiments on bulk specimens and flip-chip joints. In: *Electronic Components and Technology Conference proceedings*, 2001, pp. 890-902.
- [79] A. BANVILLET, *Prévision de durée de vie en fatigue multiaxiale sous chargements réels : vers des essais accélérés*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Arts et Métiers, centre de Bordeaux, 18 décembre 2001.
- [80] Jean-François SACADURA. *Initiation aux transferts thermiques*. Éditions Lavoisier, janvier 1993.
- [81] Yunus A. ÇENGEL. *Heat transfer: a practical approach with CD-ROM (3<sup>rd</sup> Ed.)*. Lavoisier, February 2006.
- [82] S. JACQUES. Caractérisation expérimentale des propriétés thermomécaniques des brasures utilisées dans les applications de fiabilité des assemblages de puissance. In: *9<sup>ème</sup> édition de la conférence des Jeunes Chercheurs en Génie Électrique (JCGE)*, Compiègne, France, 23 septembre 2009. **Prix du meilleur article**.
- [83] Z. KHATIR, S. LEFEBVRE. Thermal analysis of high power IGBT modules. In: *ISPSD*, Toulouse, France, May 2000, pp. 271-274.

- [84] M. CIAPPA. Package reliability in microelectronics: a review. In: *Proceedings of International Workshop on Electronics and Detector Cooling (WELDEC), Vol. 1, 1994, pp. 133-149.*
- [85] S. JACQUES, P. M. DIACK, N. BATUT, R. LEROY, L. GONTHIER, Rise Time and Dwell Time Impact on Triac Solder Joints Lifetime during Power Cycling. In: *Proceedings of 27<sup>th</sup> Conference on Microelectronics, Nis, Serbia, 16-19 May 2010.*
- [86] INTERNATIONAL SEMATECH, Technology Transfer #04034510A-TR. Comparing the Effectiveness of Stress-based Reliability Qualification Stress Conditions. April, 12<sup>th</sup>, 2004, [référence du 12 octobre 2007 (date à laquelle le site a été consulté)]. <http://www.sematech.org/docubase/document/4510atr.pdf>.
- [87] W. W. LEE, L. T. NGUYEN, G. S. SELVADURAY. Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages. In: *Microelectronics Reliability, Vol. 40, 2000, pp. 231-244.*
- [88] R. DARVEAUX, K. BANERJI, A. MAWER, G. DODY. *Reliability of Plastic Ball Grid Array Assembly*. Ball Grid Array Technology, J. Lau, ed., McGraw-Hill, Inc., New-York, 1995, pp. 379-442.
- [89] R. DARVEAUX. Effect of Simulation Methodology on Solder Joint Crack Growth Correlation. In: *Proceedings of 50<sup>th</sup> Electronic Components and Technology Conference, 2000, pp. 1048-1058.*
- [90] M. CLAVEL, P. BOMPARD. *Endommagement et rupture des matériaux – Volume 1*. Éditions Hermès – Lavoisier, 1<sup>ère</sup> édition, Paris, 11 décembre 2009.
- [91] C. ANDERSSON, Z. LAI, J. LIU, H. JIANG, Y. Yu. Comparison Of Isothermal Mechanical Fatigue Properties Of Lead-Free Solder Joints And Bulk Solders. In: *Electronic Packaging Technology (ICEPT) proceedings, 2003, pp. 371-376.*



## Annexe A : amorçages ZVS et PVS

Nous avons vu qu'il est préférable d'amorcer toute charge inductive (e.g. transformateur) à la tension crête du réseau (les amplitudes crêtes de courant étant plus faibles). Pour expliquer ce phénomène, nous considérons un circuit magnétique (e.g. une bobine) de force électromotrice, notée « e ». Nous supposons également que ce dernier est traversé par un flux forcé ( $\Phi$ ). La résistance interne de la bobine est alors négligeable. La loi de Lenz-Faraday permet d'exprimer la tension aux bornes de la bobine (cf. Équation (A.1)).

$$u = -e = N \cdot \frac{d\Phi}{dt} \quad (\text{A.1})$$

- e : force électromotrice (V).
- N : nombre de spires.
- $\Phi$  : flux magnétique (Wb).

L'hypothèse de Kapp permet également de considérer que la tension (u) et le flux ( $\Phi$ ) sont sinusoïdaux (de période notée « T »). On aboutit alors à l'équation (A.2).

$$u(t) = U_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t) \Rightarrow \Phi(t) = \frac{1}{N} \int u(t) dt \quad (\text{A.2})$$

Nous pouvons alors établir la relation entre le flux traversant la bobine et l'induction magnétique (cf. Équation (A.3)).

$$B(t) = -\frac{U_{\max}}{\omega \cdot N \cdot S} \cdot \cos(\omega \cdot t) + B_0 = -B_{\max} \cdot \cos(\omega \cdot t) + B_0 \quad (\text{A.3})$$

- B : induction magnétique (T).
- S : section du circuit magnétique (m<sup>2</sup>).
- B<sub>0</sub> : constante (T). Cette constante traduit le fait que le circuit n'est pas démagnétisé.
- B<sub>max</sub> = -U<sub>max</sub> / (ω.N.S).

À l'instant initial (t = 0), il subsiste une induction dite « rémanente », notée B<sub>r</sub>. Cette dernière est due au fait que l'induction dépend non seulement de l'excitation (champ) magnétique, mais également de l'aimantation antérieure du circuit.

L'équation (A.4) donne ainsi l'expression finale de l'induction dans le circuit magnétique.

$$B(t) = -B_{\max} \cdot \cos(\omega \cdot t) + B_{\max} + B_r \quad (\text{A.4})$$

- B<sub>max</sub> = -U<sub>max</sub> / (ω.N.S).
- B<sub>r</sub> : induction rémanente (T)

La **figure A.1** donne les allures temporelles de la tension aux bornes de la bobine et de son induction magnétique.

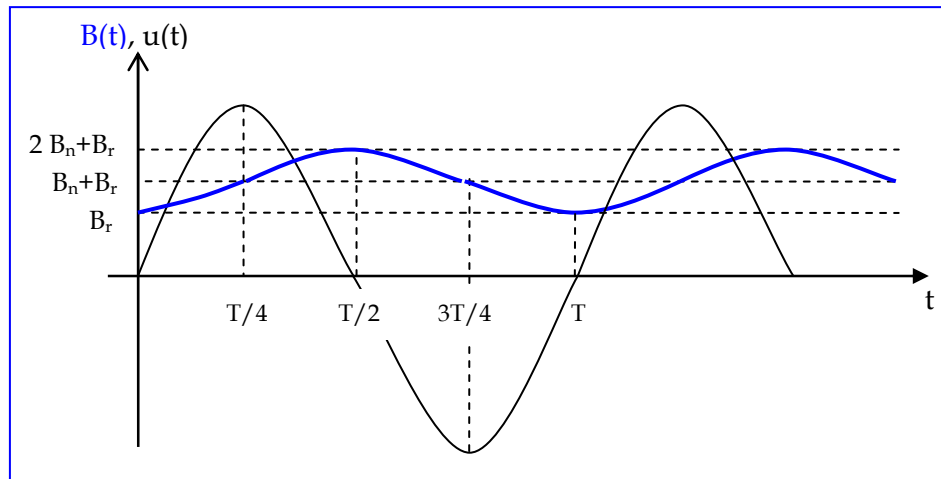


Figure A.1 : évolution temporelle de la tension aux bornes de la bobine et de son induction magnétique.

D'après tout ce qui précède, on en déduit alors qu'il est préférable d'amorcer la charge inductive, en se synchronisant sur la tension crête du réseau. En effet, dans ce cas, la charge démarre sur une alternance positive ( $B_r > 0$ ) et la valeur maximale de l'induction vaut alors «  $B_n + B_r$  ». Si on amorce au zéro de tension, alors l'induction prend la valeur «  $2B_n + B_r$  ». De même, lorsque que le démarrage de la charge se fait sur une alternance négative ( $B_r < 0$ ), les préférences de synchronisation restent identiques, mais la valeur maximale de l'induction vaut «  $B_n - B_r$  ».

## Annexe B : banc de test de cyclage de puissance

### B.1. Introduction

Le banc d'essai de fiabilité fonctionnelle dédié cyclage de puissance (ou cyclage actif) a pour objectifs :

- De pouvoir mener des campagnes de fiabilité fonctionnelle sur des TRIAC pour des courants d'intensité efficace comprise entre 800 mA et 25 A. Les boîtiers testés sont de type TO-220, TO-220FP et TOP-3.
- D'être flexible c'est-à-dire permettre à l'utilisateur de régler plusieurs paramètres de test et de les mesurer. Il est notamment possible de régler les durées de la montée ( $t_r$ ) et du palier (PW) à la température maximale d'un cycle de puissance.
- De posséder une interface utilisateur facilement exploitable.

Le but de cette annexe est de rappeler le principe de fonctionnement du banc, donner les informations techniques relatives à ses modes de réalisation et enfin, de définir la procédure d'utilisation.

### B.2. Paramètres du cycle actif de température

#### B.2.1. Types de test et identification des paramètres

Ce banc permet de réaliser des cyclages actifs de type « ON – OFF » tels qu'ils sont actuellement réalisés sur le site STMicroelectronics de Tours. Ces essais sont basés sur les normes MIL-STD 750C méthode 1037 et AEC-Q101. De plus, le banc permet d'effectuer des essais représentant les conditions réelles d'une application du composant (e.g. démarrage de moteur, rotor bloqué etc.). Dans la suite, ces derniers seront appelés « Test profile ».

Pour identifier les paramètres du cycle de température, rappelons le principe d'un essai de cyclage actif (cf. **Figure B.1**). Le composant dissipe de la puissance à l'état passant pendant une durée  $T_{ON}$ , via l'injection courant DC entre l'anode et la cathode du composant. Le temps  $T_{ON}$  comprend une montée ( $t_r$ ) et un éventuel temps de palier (PW) à la température du boîtier souhaitée ( $T_{c\_high}$ ). Pendant une durée  $T_{OFF}$ , le composant est refroidit via une ventilation externe, afin que la température du boîtier retrouve progressivement sa température initiale ( $T_{c\_low}$ , soit généralement égale à la température ambiante). Ce cycle de température comprend donc plusieurs paramètres qui sont synthétisés dans le **tableau B.1**.

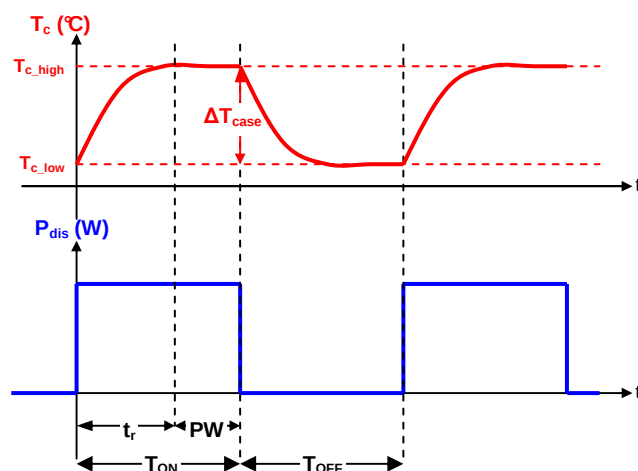


Figure B.1 : phases d'un cycle actif de température.

| Paramètre               | Définition                                                                              |
|-------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------|
| $t_r$ (s)               | Temps de montée de $T_{c\_low}$ à $T_{c\_high}$                                         |
| PW (s)                  | Temps de palier à la température $T_{c\_high}$                                          |
| $T_{ON} = t_r + PW$ (s) | Temps d'application du courant DC dans le composant sous test                           |
| $T_{OFF}$ (s)           | Temps permettant une décroissance de la température de $T_{c\_high}$ à $T_{c\_low}$     |
| $T_{c\_low}$ (°C)       | Température initiale du boîtier du composant sous test (égal à la température ambiante) |
| $T_{c\_high}$ (°C)      | Température haute du boîtier du composant sous test                                     |
| $\Delta T_c$ (°C)       | Excursion résultante de la température du boîtier du composant sous test                |

Tableau B.1 : paramètres d'un cycle actif de température.

### B.2.2. Plages de variation des paramètres

Les plages de variation des paramètres du cycle actif de température sont définies dans le **tableau B.2**.

| Paramètre     | Plage de variation                                                                                                                                 |
|---------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| $t_r$         | 5 ms - 5 min. Pour un « Test profile », ce temps doit être court par rapport à PW (environ 5 %) pour montrer l'influence de PW par rapport à $t_r$ |
| PW            | 0,1 s - 10 min, de manière à pouvoir atteindre les températures de stabilisation pour des boîtiers TO-220                                          |
| $T_{OFF}$     | 1 min - 10 min                                                                                                                                     |
| $T_{c\_low}$  | Température ambiante soit généralement 25°C                                                                                                        |
| $T_{c\_high}$ | < 180°C                                                                                                                                            |

Tableau B.2 : plages de variation des paramètres d'un cycle actif de température.

## B.3. Modes de réalisation et spécifications techniques

### B.3.1. Architecture du banc

Le schéma électrique de principe du banc est donné en **figure B.2**. Nous allons détailler les différentes parties qui le composent.

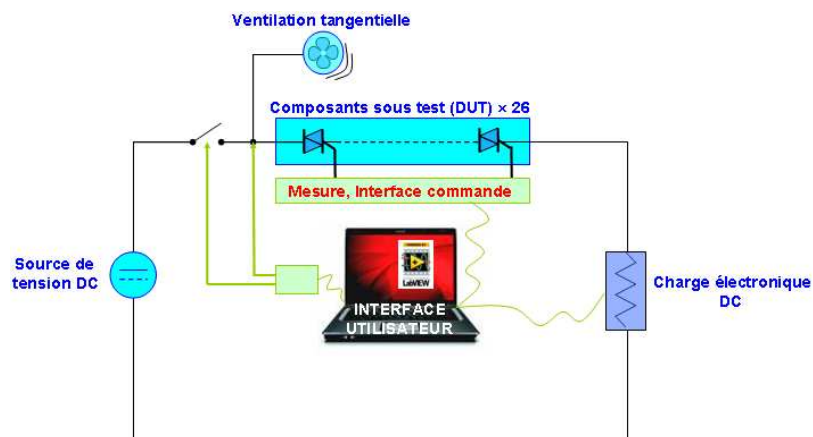


Figure B.2 : synoptique du banc de cyclage de puissance.

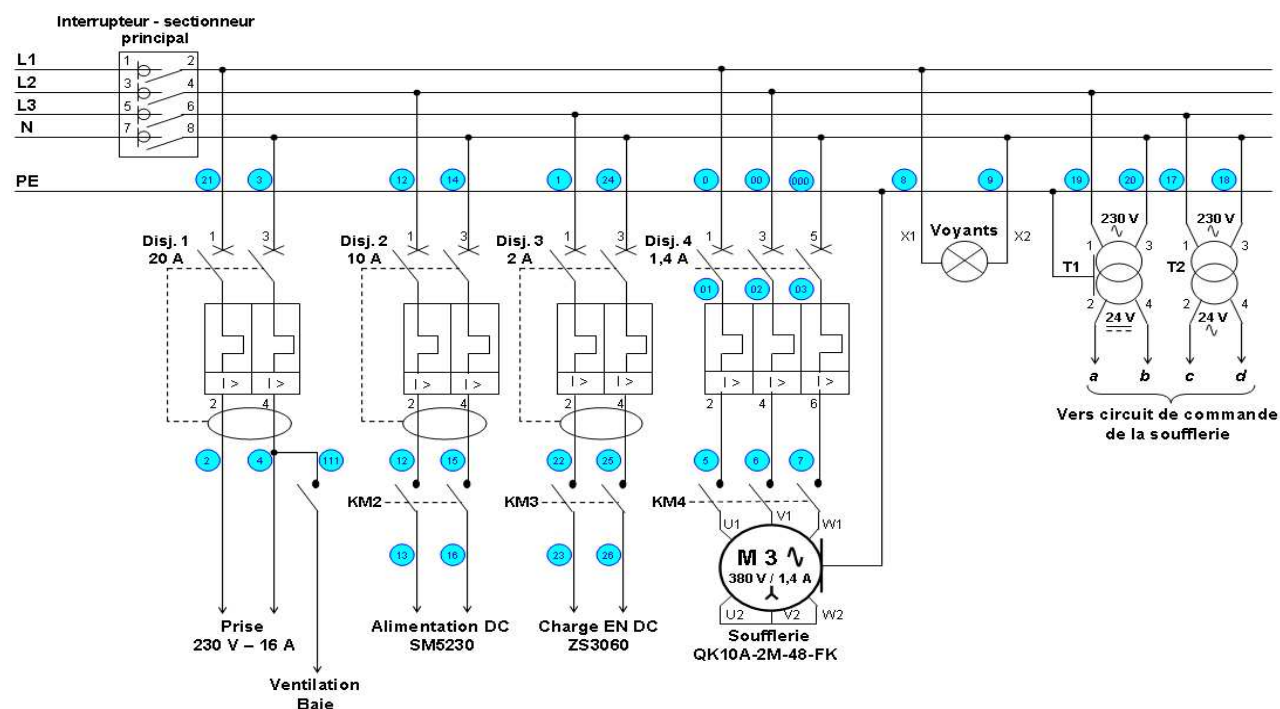
#### B.3.1.1. Partie puissance

La partie puissance comprend :

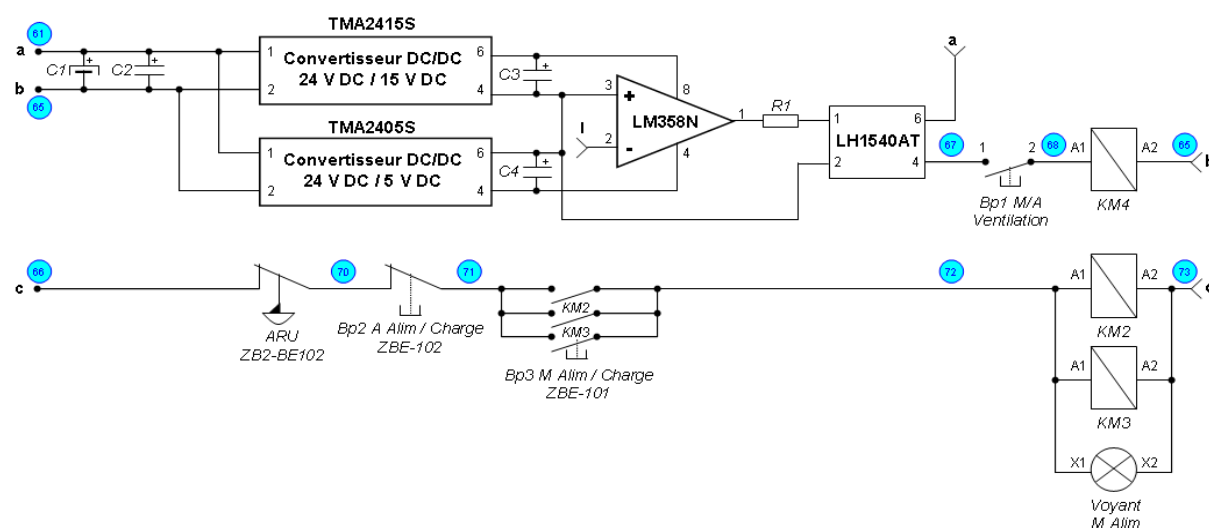
- Une charge électronique DC 30 A – 60 V (ZS3060 du constructeur H&H) alimentée par un générateur de tension DC 52 V – 30 A (SM5230 du constructeur Delta). Cette charge électronique est utilisée en mode courant. Elle peut être commandée via un organe extérieur (PC) grâce à son interface RS232.
- 26 composants sous test (DUT ou « Devices Under Test ») associés en série pour cause de puissance disponible et dissipée (ces 26 DUT sont assemblés dans un rack de dimension  $2 \times 200 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ). Dans ce type d'association, le courant à fournir par l'alimentation est égal à celui traversé par un seul DUT. S'il y a apparition d'un défaut d'un composant en court-circuit, l'essai de cyclage de puissance n'est pas interrompu (un circuit de détection permet de contrôler tout de même une modification de niveau de courant). Cependant, s'il y a apparition d'un défaut d'un composant en circuit ouvert, l'essai est systématiquement arrêté.
- Une ventilation tangentielle (QK10A-2M-48-FK du fournisseur AlphaTest), branchée en triphasé, capable d'assurer un débit d'air maximum de  $2600 \text{ m}^3/\text{h}$ .

#### B.3.1.2. Sécurité électrique

L'installation électrique assure la distribution de l'électricité vers tous les organes constitutifs du banc. Les normes et les règles appliquées lors de sa réalisation assurent la sécurité des utilisateurs. Le schéma électrique général est donné en **figure B.3**. Le **tableau B.3** résume les caractéristiques des composants de protection électrique utilisés.



(a) Circuit de puissance



(b) Circuit de commande de la soufflerie

Figure B.3 : schéma électrique général du banc de cyclage de puissance.

| Désignation | Référence            | Caractéristiques                                                                                                                                         |
|-------------|----------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| ARU         | ZB2-BE102            | Contact pour bouton d'arrêt d'urgence : courant de contact max. 10 A, 400 V AC (Télémécanique)                                                           |
| Bp1         | ZB2-BE101            | Contact pour bouton Marche / Arrêt : courant de contact max. 10 A, 400 V AC (Télémécanique)                                                              |
| Bp2         | ZBE-102              | Contact normalement fermé pour bouton poussoir (Télémécanique)                                                                                           |
| Bp3         | ZBE-101              | Contact normalement ouvert pour bouton poussoir (Télémécanique)                                                                                          |
| Disj. 1     | Multi 9 C60H C20     | Disjoncteur bipolaire magnétothermique : calibre 20 A, sensibilité 30 mA, tension 230 V AC, courant de court-circuit max. 6,5 kA efficace (Merlin-Gerin) |
| Disj. 2     | Multi 9 DPN vigi C10 | Disjoncteur magnétothermique avec différentiel : calibre 10 A, sensibilité différentielle 30 mA, tension 230 V AC, pouvoir de coupure                    |

|          |                 |                                                                                                                                    |
|----------|-----------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
|          |                 | 10 kA (Merlin-Gerin)                                                                                                               |
| Disj. 3  | Multi 9 C60N C2 | Disjoncteur bipolaire magnétothermique : calibre 2 A, sensibilité 30 mA, tension 400 V AC, pouvoir de coupure 10 kA (Merlin-Gerin) |
| Disj. 4  | GV2ME06         | Disjoncteur magnétothermique tripolaire 1 – 1,6 A (Télémécanique)                                                                  |
| KM2, KM3 | LC1D09B7        | Contacteur 4 kW – 24 V AC (Télémécanique)                                                                                          |
| KM4      | LC1D09BL        | Contacteur 4 kW – 24 V DC (Télémécanique)                                                                                          |
| Q1       | T0-2.8293       | Interrupteur – sectionneur 16 A, 380 V AC (Moeller)                                                                                |
| T1       | TCL 24-124      | Convertisseur AC / DC, RAIL, 24 W, 24 V – 1 A (Tracopower)                                                                         |
| T2       | TR 40VA         | Transformateur 230 V AC – 20 V AC, 40 VA (Merlin-Gerin)                                                                            |

Tableau B.3 : caractéristiques des composants de protection utilisés dans le schéma électrique général du banc de cyclage de puissance.

### B.3.1.3. Interface utilisateur

L'interface utilisateur, ou Interface Homme Machine (« IHM »), permet d'établir la communication entre l'utilisateur et le banc d'essai. Elle gère également le fonctionnement du banc. L'outil de programmation choisi est le logiciel LabVIEW® de National Instruments. Nous rappelons que LabVIEW® est un logiciel de développement d'applications basé sur un langage de programmation graphique appelé langage G. Nous utilisons ce logiciel dans ses domaines traditionnels d'utilisation à savoir la commande et la mesure à partir d'un PC (acquisition de données, contrôle – commande d'instruments de mesure). Cette vocation est réalisée par des bibliothèques de fonctions spécialisées (GPIB, cartes d'acquisition DAQ, traitement de données, ...), mais aussi par les particularités du langage G et de l'environnement de développement (pilotes de périphériques standards, assistants pour l'installation de matériel). A ce titre, la charge électronique et l'interface de mesure de la température du boîtier des composants sous test peuvent être gérés via LabVIEW®.

La simplicité de cette interface logicielle, qui sera développée dans la **partie B.4**, permet ainsi de garantir une utilisation conviviale du banc.

### B.3.2. Mesure de la température du boîtier

Étant donné la plage de variation de la température du boîtier ( $T_{\text{case}}$ ) des composants sous test, i.e. entre 25°C et 180°C, et pour que la mise en œuvre des mesures soit simple, nous utilisons un capteur infrarouge (IR) MID-20LT du constructeur Raytek. Ce type de sonde est un système qui permet de mesurer sans contact, de façon précise et répétable, la quantité d'énergie émise par un objet. Cette énergie est convertie en un signal de température. Les éléments de sortie suivants sont disponibles :

- Thermocouples J ou K.
- 0 – 5 V DC.
- 0 – 20 mA ou 4 – 20 mA.

Dans notre cas, nous utilisons la sortie thermocouple type K. Les spécifications de mesure sont résumées dans le **tableau B.4**.

|                                  |                                                                               |
|----------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------|
| <b>Intervalle de température</b> | -40°C – 600°C                                                                 |
| <b>Temps de réponse à 95 %</b>   | 150 ms                                                                        |
| <b>Précision</b>                 | $\pm 1 \%$ ou $\pm 2,5^\circ\text{C}$ en considérant la valeur la plus élevée |
| <b>Émissivité réglable</b>       | De 0,1 à 1,1                                                                  |

Tableau B.4 : spécifications techniques du capteur infrarouge MID-20LT.

L'interface de mesure est réalisée par une liaison série à l'aide d'un « Data Logger » TC-08 du constructeur Pico Technology. Ce « Data Logger » permet de lire jusqu'à 8 entrées thermocouple. Notons que sa gestion est réalisée par le logiciel LabVIEW®.

## B.4. Déroulement d'un essai de cyclage de puissance

### B.4.1. Mise en route du banc

Nous détaillons dans ce paragraphe la mise en route électrique du banc. L'utilisateur doit suivre le protocole suivant :

a) Mise à l'état « ON » de l'interrupteur-sectionneur Q1 (cf. **Figure B.3**). Un voyant « *Présence tension* », situé en façade de la baie, est alors allumé.

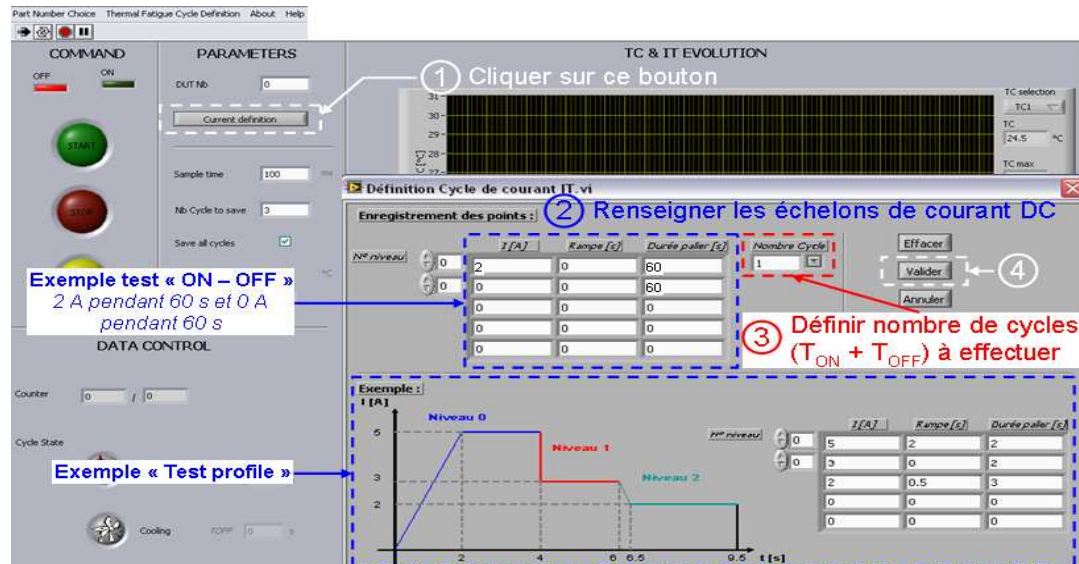
b) Mise à l'état « ON » (mise sous tension) des 4 disjoncteurs magnétothermiques et des contacteurs associés (cf. **Figure B.3**) :

- Disj.1 : pour la ventilation de la baie.
- Disj.2, contacteur KM2 et mise « ON » de l'alimentation DC SM5230. Le réglage de la tension est à effectuer par l'utilisateur en façade de l'alimentation. Nous rappelons que la tension fournie par l'alimentation doit être au moins égal à la chute de tension des 26 DUT (soit environ 26 V). Le courant débité par l'alimentation DC est fonction du courant DC à appliquer aux DUT.
- Disj.3, contacteur KM3 et mise « ON » de la charge électronique DC ZS3060.
- Disj.4 et contacteur KM4 : pour la soufflerie.

### B.4.2. Réglage des échelons de courant DC

Que l'essai soit de type « ON – OFF » ou de type « Test profile », il est nécessaire, avant toute utilisation du banc, d'évaluer le(s) niveau(x) de courant nécessaire(s) pour obtenir l'excursion de la température du boîtier souhaitée. Cette pré-étude peut être effectuée à l'aide du logiciel MATHCAD. Un exemple de fichier est disponible sous « X:\Ase\_StratMkt\_Mki\ASE\New\_AC\_Systems\TOOLS\Reliability\Power cycling test bench ».

Une fois ce travail effectué, ce(s) niveau(x) de courant est (sont) à renseigner dans l'interface utilisateur via la procédure décrite dans la **figure B.4**.



### B.4.3. Lancement d'un essai

Sur le bureau du PC, un répertoire de travail, appelé « LabVIEW » est déjà créé. Les fichiers de gestion de la campagne de fiabilité fonctionnelle sont automatiquement générés dans ce dossier. Bien entendu, l'utilisateur, s'il le souhaite, peut copier l'ensemble des informations contenues dans le répertoire de travail et les coller à sa guise dans un endroit dans l'arborescence.

La procédure à suivre, pour lancer un essai de cyclage de puissance, est décrite ci-dessous.

a) Définir les niveaux de courant DC à appliquer aux composants sous test et renseigner le nombre de cycles à effectuer jusqu'à la première reprise (cf. Procédure décrite dans la **Figure B.4**).

b) À l'aide de l'interface utilisateur, définir le nombre de composants sous test (26 DUT au maximum). Il s'agit ensuite de définir l'échantillonnage (« *Sample time* ») pour la sauvegarde des points de mesure de température et de courant. Par défaut, cette valeur est au minimum égale à 100 ms. L'utilisateur peut ensuite définir le nombre de cycles de température et de courant DC à sauvegarder. Par défaut, cette valeur est égale à 3. Cela signifie alors que les 3 premiers cycles et les 3 derniers seront sauvegardés. Dans tous les cas, lorsque la case « *Save all cycles* » est cochée, tous les cycles seront enregistrés. L'utilisateur doit également définir la température du boîtier (« *TC limit* ») à ne pas dépasser au cours de l'essai. Enfin, il est possible de lancer l'essai par appui sur le bouton « *START* ». Toutes ces étapes sont résumées dans la **figure B.5**.

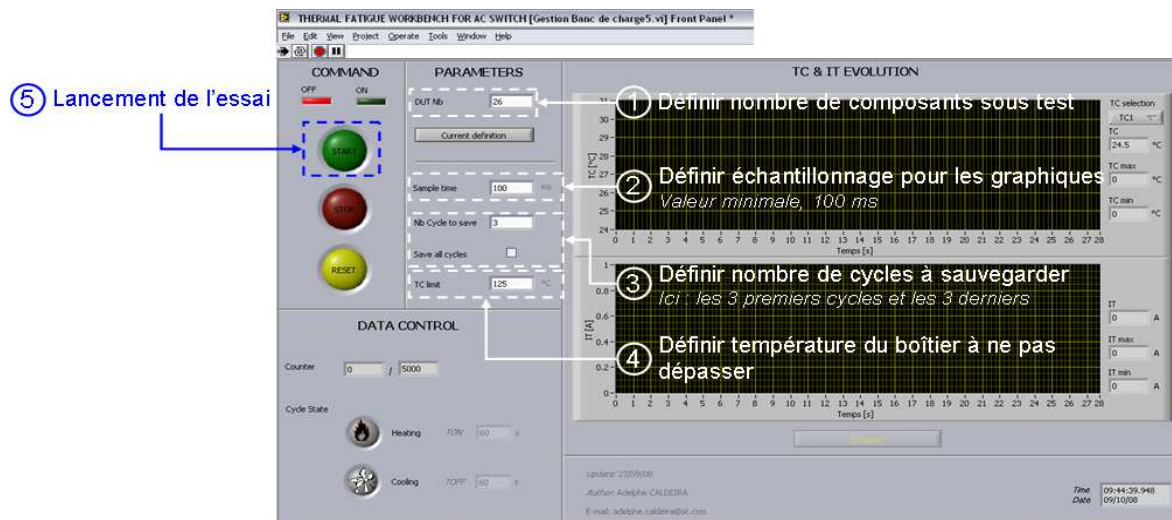


Figure B.5 : lancement d'un essai de cyclage de puissance.

Remarque : dans le cas où la valeur de la température du boîtier du composant sous test dépasse la valeur « *TC limit* », l'essai est systématiquement arrêté (mise hors tension de la charge électronique) et un message d'erreur apparaît à l'écran dans l'interface utilisateur.

#### B.4.4. Suivi d'un essai

Une fois le test de cyclage de puissance lancé, l'utilisateur ne peut plus modifier les paramètres de réglage de l'essai. Toutefois, il est possible de visualiser de façon instantanée le bon déroulement du test (cf. **Figure B.6**). L'utilisateur dispose des informations suivantes :

- Nombre de cycles effectués par rapport au nombre de cycles souhaités.
- État du cycle de puissance : le voyant « *Heating* » est allumé lorsque le cycle est dans l'état de chauffage. Lorsqu'il est dans l'état de refroidissement, le voyant « *Cooling* » est allumé.
- Visualisation de la température du boîtier en fonction du temps, pour la position sélectionnée (dans le cas de la **figure B.6**, « *TC1* »). Il est important de préciser que l'utilisateur peut visualiser jusqu'à 6 positions thermocouples (de « *TC1* » à « *TC6* »).
- Données numériques, pour la position sélectionnée, de la température du boîtier et du courant DC circulant dans les composants sous test. L'utilisateur peut, pour chaque grandeur mesurée, lire la valeur instantanée, MIN et MAX.

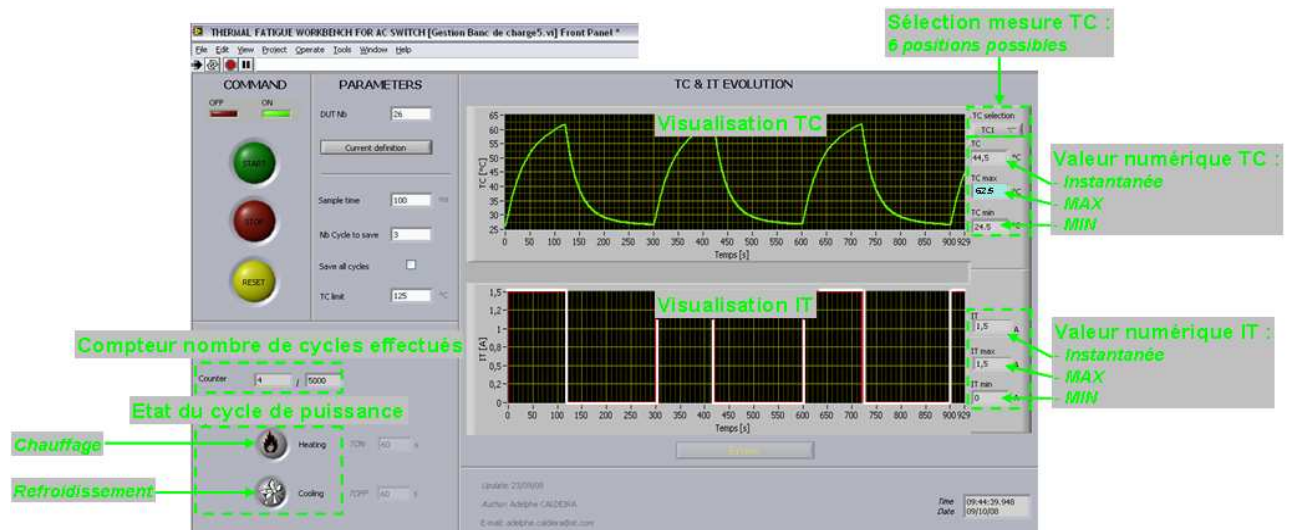


Figure B.6 : suivi d'un essai de cyclage de puissance.

### B.4.5. Fin d'un essai

Le test de cyclage de puissance est terminé lorsque le nombre de cycles atteint celui défini dans l'interface. Dans ce cas, l'utilisateur peut, soit arrêter définitivement l'essai en cliquant sur « *NON* », soit relancer l'essai dans les mêmes conditions en cliquant sur « *OUI* » (cf. **Figure B.7**).

Remarque : dans les deux cas, le circuit de puissance est déconnecté via la mise à l'état « *OFF* » de la charge électronique.

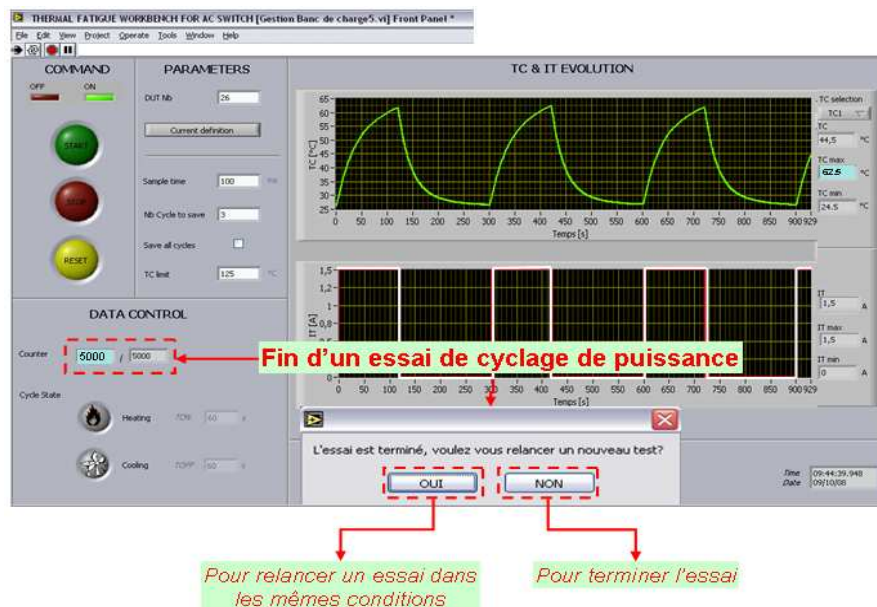


Figure B.7 : fin d'un essai de cyclage de puissance.

### B.4.6. Arrêt intempestif d'un essai

Au cours d'un test, il est possible d'interrompre le cycle de puissance en cours en appuyant sur le bouton « *STOP* ». Une fenêtre apparaît alors à l'écran. L'utilisateur peut alors, soit arrêter définitivement l'essai en cliquant sur « *NON* », soit reprendre le test en cours en cliquant sur « *OUI* » (cf. **Figure B.8**). Dans le cas où le test est arrêté définitivement, la charge électronique est hors tension.

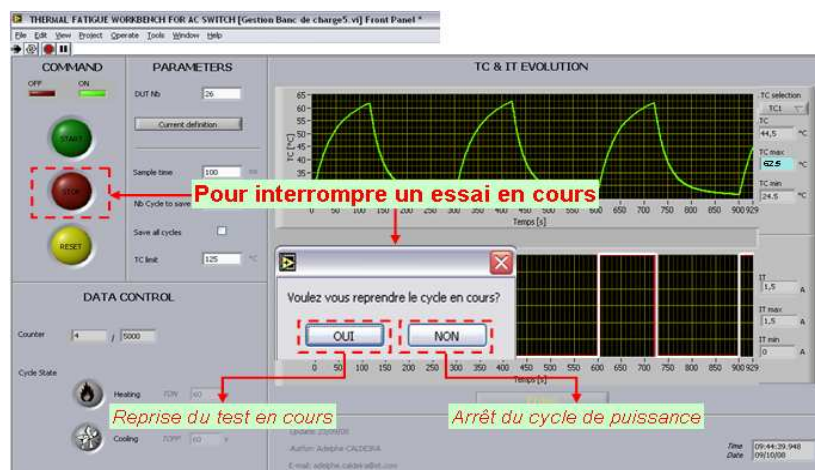


Figure B.8 : arrêt intempestif d'un essai de cyclage de puissance.

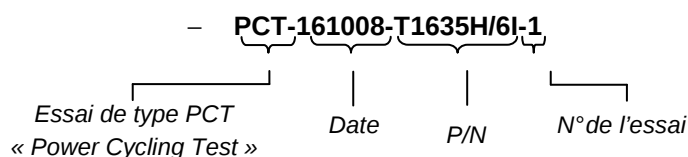
## B.5. Rapport de test

Le rapport de test de cyclage de puissance est à compléter par l'utilisateur. Le document « *Reliability Evaluation Report.xls* » est un document de référence, disponible sous le répertoire « *X:\Ase\_StratMkt\_Mki\ASE\New\_AC\_Systems\TOOLS\Reliability\Power cycling test bench* ». Les informations contenues dans ce rapport sont réparties en 4 grands thèmes :

- Informations générales.
- Conditions de test.
- Paramètres suivis.
- Résultats.

### B.5.1. Informations générales

- Numéro du test : pour assurer la traçabilité. La numérotation est du type :



- Date de l'essai.
- Nom de l'opérateur.

- Objectifs du test : par exemple, qualification selon la méthode 1037 de la norme MIL-STD 750C du P/N XXXX, reproduction d'un essai fonctionnel (démarrage de moteur, rotor bloqué, ...).
- Statut du test : en cours (« *On going* ») ou terminé (« *End* »).

### **B.5.2. Conditions de test**

- P/N.
- Date Code.
- Nombre de composants à  $t_0$  (26 au maximum).
- Type de test : « ON – OFF » ou « Test profile ». Pour le test « ON – OFF », il est nécessaire de renseigner les durées  $T_{ON}$  (durée pendant laquelle les DUT sont parcourus par un courant DC) et  $T_{OFF}$  (temps de refroidissement des DUT). Pour le « Test profile », l'opérateur doit renseigner les temps de montée et de palier à la température du boîtier visée, ainsi que la durée  $T_{OFF}$ .
- Profile de courant appliqué : pour le test « ON – OFF », courant DC pendant le temps ON. Pour le « Test profile », le courant DC à chaque palier ou directement la courbe courant vs. Temps. On estimera également la puissance dissipée moyenne dans les composants à  $t_0$  (pour évaluer la température de jonction  $T_j$ ).
- Informations sur la température du boîtier :  $\Delta T_{case}$  valeur cible et valeur mesurée. Possibilité de visualiser, soit la  $T_{case}(t)$  pour tous les cycles, soit les X premiers et les X derniers du cycle de température (suivant la valeur saisie par l'utilisateur).

### **B.5.3. Paramètres suivis**

- Nom des paramètres à suivre : à choisir parmi  $R_{th(j-c)}$  /  $V_{TM}$  (direct et inverse) /  $I_{RRM}$  /  $I_{DRM}$ .
- Un champ « commentaire » pour chaque paramètre permettra de préciser si les conditions de mesure du paramètre sont différentes de celles de la datasheet.
- Critère de défaillance pour chaque paramètre : à choisir parmi « dépassement valeur » et / ou « augmentation / valeur initiale ».

Le suivi des paramètres est réalisé directement à l'aide d'un fichier Excel « Test follow-up.xls », disponible dans le répertoire :

« X:\Ase\_StratMkt\_Mki\ASE\New\_AC\_Systems\TOOLS\Reliability\Power cycling test bench ».