



HAL
open science

Apports des mesures d'auto-échauffement pour l'étude de la fatigue des aciers : effets d'histoire et cisaillement pur

Julien Louge

► **To cite this version:**

Julien Louge. Apports des mesures d'auto-échauffement pour l'étude de la fatigue des aciers : effets d'histoire et cisaillement pur. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. École Nationale Supérieure de Techniques Avancées Bretagne, 2019. Français. NNT : . tel-02271001

HAL Id: tel-02271001

<https://theses.hal.science/tel-02271001v1>

Submitted on 26 Aug 2019

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

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

THESE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE
DE TECHNIQUES AVANCÉES BRETAGNE
COMUE UNIVERSITÉ BRETAGNE LOIRE

ÉCOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : Mécanique des solides, des Matériaux,
des Structures et des Surfaces

Par

Julien Louge

Apports des mesures d'auto-échauffement pour l'étude de la fatigue des aciers : effets d'histoire et cisaillement pur

Thèse présentée et soutenue à Brest le 05 avril 2019

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme UMR CNRS 6027

Composition du Jury :

Président :

Véronique Aubin

Professeur des universités CentraleSupélec

Rapporteurs :

Véronique Favier
Thierry Palin-Luc

Professeur des universités Arts et Métiers ParisTech
Professeur des universités Arts et Métiers ParisTech

Examineurs :

Habibou Maitournam

Professeur de l'ENSTA ParisTech

Dir. de thèse :

Sylvain Calloch
Cédric Doudard

Professeur des universités, ENSTA Bretagne
Professeur de l'ENSTA Bretagne

Co-encadrants :

Bastien Weber

Docteur-Ingénieur, ArcelorMittal

Invités :

Matteo Luca Facchinetti

Docteur-Ingénieur, PSA Peugeot-Citroën

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du Jury : Madame Véronique AUBIN pour avoir accepté le rôle de présidente, Madame Véronique FAVIER et Monsieur Thierry PALIN-LUC pour avoir rapporté cette thèse ainsi que Monsieur Habibou MAI-TOURNAM et Monsieur Matteo Luca FACCHINETTI pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail.

Cette thèse a été réalisée en collaboration entre le l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL) sur le site de Brest, sous la direction de Sylvain CALLOCH et Cédric DOUDARD, et le centre de recherche d'ArcelorMittal situé à Maizières-lès-Metz, encadré par Bastien WEBER. Cette collaboration de longue date entre ces deux équipes de recherche a permis de forger un climat de confiance et de convivialité. Ce contexte s'est avéré être un socle solide et fiable facilitant ainsi le bon déroulement de ce projet. Sylvain, Cédric, Bastien, en me proposant cette thèse vous m'avez accordé votre confiance et je vous en remercie. Ce fût pour moi trois belles années très enrichissantes tant sur les aspects scientifiques et gestions de projet que sur le côté humain. Cette aventure m'a permis de développer un grand nombre de compétences, bien plus que je n'aurai pu l'imaginer.

Je tenais très sincèrement à vous remercier tous les trois pour m'avoir embarqué dans cette aventure!

Mais que serait la vie de thésard sans les collègues et l'ambiance du laboratoire? Un grand merci aux différents co-bureaux que j'ai pu avoir pour votre bonne humeur : Thomas G et Vincent R, Jérémy LP, et le meilleur pour la fin Sylvain M (les giroilles Sylvain, les giroilles!!).

Merci Morgane B et Vincent R pour les matchs de squash serrés, Louis L pour ces sorties pêche très agréables (surtout sur le lac de Brennilis), Nicolas G pour les parties de belotes. Un grand merci à Loïc C pour m'avoir accueilli chez toi durant la fin de la rédaction!

Vive les BLACK MISES! Super groupe de blues qui a assuré pour la fête de la musique au labo. Merci à vous les gars : Loïc C, Jérémy LP, Vincent D, Jean L, Lorenzo B, Cédric B et Victor P pour ces moments d'évasion musicale forts agréables. Merci à tous ceux qui font vivre le laboratoire, que ce soit en organisant des évènements ou juste en y participant, c'est important!

Merci également à tous ceux qui m'ont aidé lors de ma thèse, que ce soit de près ou de loin, pour leurs soutiens, les échanges scientifiques, les relectures ou la préparation à la soutenance : Rémi M, Yann M, Shabnam AC, Thomas B, Matthieu D, Jérémy LP, Vincent R, Thomas G, Célia C, Bruno L, Loïc C, Lorenzo B, Luc SS, Guillaume H, Pierre B, Vincent LS, ...

Merci à toute l'équipe qui gère la partie atelier et machine : Bruno M, Eric S, Bernard M, Didier P, Sébastien B, Philippe G, Raphaël P, Frédéric M.

Merci à tous les collègues d'ArcelorMittal qui m'ont toujours très bien accueilli à chacune de mes visites.

Un dernier remerciement à toute ma famille et mes amis qui m'ont soutenu et supporté pendant ces trois ans ! Merci à eux d'avoir été toujours présent et d'avoir fait le déplacement depuis un peu partout en France jusqu'à Brest, d'être venu au bout du monde, pour assister à la soutenance et me donner les derniers encouragements nécessaires !

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	v
Table des figures	ix
Liste des tableaux	xv
Introduction	1
1 Caractérisation en fatigue à grand nombre de cycles et apports des mesures d'Auto-Échauffement sous sollicitations cycliques	5
1.1 Caractérisation classique des matériaux en fatigue à grand nombre de cycles	7
1.1.1 Chargement uniaxial à amplitude constante	7
1.1.1.1 Méthode stair-case (ou de l'escalier)	9
1.1.1.2 Logiciel ESOPE (AFN A 03-405)	10
1.1.1.3 Effet d'une contrainte moyenne normale	11
1.1.2 Chargements multiaxiaux à amplitude constante	13
1.1.3 Chargement uniaxial à amplitude variable	15
1.1.3.1 Loi de cumul d'endommagement	16
1.1.3.2 Méthode de comptage de cycles	19
1.2 Principe des mesures d'Auto-Échauffement	21
1.2.1 Protocole expérimental	21
1.2.2 Équation de la chaleur	25
1.3 Le modèle probabiliste à deux échelles	29
1.3.1 Principe de la modélisation	29
1.3.2 Comportement et dissipation de la matrice	33
1.3.2.1 Loi de comportement de la matrice	33
1.3.2.2 Dissipation de la matrice	35
1.3.3 Comportement et dissipation d'un site	35
1.3.3.1 Loi de comportement d'un site	35
1.3.3.2 Dissipation cyclique d'un site	37
1.3.4 Calcul de la dissipation cyclique totale	38
1.3.5 Description des courbes d'Auto-Échauffement	40
1.3.6 Prédiction des propriétés en fatigue	41
1.3.6.1 Durée de vie illimitée	41

1.3.6.2	Durée de vie limitée	43
1.4	Objectifs de l'étude	45
2	Développement d'un essai d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement pour produits plats en acier	47
2.1	Étude bibliographique des essais de cisaillement	49
2.1.1	Indicateurs de comparaison	49
2.1.2	Essai de cisaillement simple	51
2.1.3	Essais ASTM	53
2.1.4	Essai Samshear	54
2.1.5	Essai de torsion plane : disque	56
2.1.6	Essai de torsion plane : TwinBridge	58
2.1.7	Comparaison des essais présents dans la littérature	59
2.2	Développement d'un nouvel essai de cisaillement	62
2.2.1	Présentation du montage d'essai	62
2.2.2	Première géométrie : disque à épaisseur variable	64
2.2.3	Seconde géométrie : disque lumières	66
2.2.4	Comparaison avec la bibliographie	70
2.3	Résultats des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement	72
2.3.1	Protocole expérimental	72
2.3.2	Résultats	77
2.4	Conclusions	81
3	Étude de l'influence des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles à partir des mesures d'Auto-Échauffement sous sollicitations cycliques	83
3.1	Effet d'une pré-déformation plastique initiale	86
3.1.1	Cas d'une pré-déformation plastique uniaxiale	87
3.1.2	Observations des mécanismes dissipatifs sous sollicitation cyclique	90
3.1.3	Cas d'une pré-déformation plastique equibiaxiale	94
3.2	Effet d'une pré-déformation plastique equibiaxiale en cisaillement	96
3.3	Effet d'un pré-chargement cyclique	98
3.3.1	Influence de l'amplitude du pré-chargement cyclique	99
3.3.2	Influence du nombre de cycles du pré-chargement cyclique	101
3.3.3	Essais de fatigue à deux blocs	104
3.3.4	Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combiné	105
3.4	Effet d'une contrainte moyenne normale	107
3.5	Conclusions	111
4	Prise en compte des effets d'histoire dans la modélisation	113
4.1	Première piste : changer la loi de comportement des sites	116
4.1.1	Écriture de la loi complète	116
4.1.2	Étude paramétrique	121
4.1.3	Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle	122
4.2	Seconde piste : changer le processus d'activation des sites	128
4.2.1	Écriture de la loi d'évolution des sites	128
4.2.2	Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle	132
4.3	Identification sur le matériau d'étude	133
4.3.1	Stratégie d'identification	133

4.3.2	Validation du modèle sur les essais d'Auto-Échauffement	135
4.4	Validation du modèle sur les courbes S-N	139
4.5	Modélisation de l'effet d'une contrainte moyenne sur les essais d'Auto-Échauffement	145
4.6	Conclusions	149
	Conclusion	151
	Bibliographie	155

Table des figures

1.1	Définition des paramètres de chargement cyclique et de la géométrie des éprouvettes de fatigue utilisées au sein d'ArcelorMittal	8
1.2	Représentation d'une courbe S-N pour un acier HSLA320, pour une contrainte moyenne nulle ($R = -1$)	8
1.3	Description de la courbe S-N d'un acier HSLA320 par différents modèles	11
1.4	Effet d'une contrainte moyenne normale sur les courbes S-N pour un acier HSLA320	12
1.5	Diagramme de HAIGH pour un acier HSLA320 tracé pour un nombre de cycles correspondant au domaine des grandes durées de vie	12
1.6	Exemple du critère de CROSSLAND pour un chargement quelconque. Mise en évidence du manque de précision	15
1.7	Exemple d'un chargement à deux blocs pour le calcul de la loi de Miner pour deux configurations : $\Sigma_1 > \Sigma_2$ (a) et $\Sigma_1 < \Sigma_2$ (b)	17
1.8	Illustration de la notion de surface effective S_{eff} dans un élément de volume endommagé, où S représente la surface initiale et S_D la surface endommagée	17
1.9	Principe de la méthode de comptage RAINFLOW sur un chargement quelconque	20
1.10	Historique sur le développement des essais d'Auto-Échauffement [Munier, 2012]	21
1.11	Éprouvette barre à section constante rectangulaire, d'épaisseur 2mm, utilisée pour les essais d'Auto-Échauffement	22
1.12	Représentation des paliers de chargement et illustration d'une éprouvette montée dans la machine hydraulique	22
1.13	Évolutions des températures mesurées dans la zone d'étude par les thermocouples au cours d'un essai d'Auto-Échauffement (une moyenne glissante est appliquée aux signaux afin de faciliter la visualisation, mais les calculs sont réalisés sur les signaux bruts).	23
1.14	Détermination des valeurs stabilisées $\bar{\theta}_N$ pour chacun des paliers dans le but de construire la courbe d'Auto-Échauffement	24
1.15	Courbe d'Auto-Échauffement obtenue pour un acier HSLA320	25
1.16	Représentation des approches thermiques considérées : 2D, 1D ou 0D [Munier, 2012]	27
1.17	Mise en évidence d'un mécanisme de microplasticité diffus dans un acier HSLA420 après une sollicitation de 20 millions de cycles à 210 MPa d'amplitude [Munier, 2012]	29
1.18	Exemple d'une BGP observée par microscope électronique à balayage sur un HSLA420 [Munier, 2012]	30

1.19	Éprouvette de type diabolo utilisée pour les observations des mécanismes en surface du matériau	30
1.20	Observations des mécanismes sous sollicitation cyclique pour un acier HSLA420 [Munier, 2012]	31
1.21	Résultats des observations : nombre de BGPs moyen sur la surface en fonction de l'amplitude du chargement pour un acier HSLA420 [Munier, 2012]. Le nombre de cycles appliqué pour chacun des points correspond à 80%-90% du nombre de cycles à rupture pour chacun des chargements considérés	32
1.22	Représentation du VER considéré pour la modélisation : population de sites dans lesquels de la microplasticité peut apparaître, noyée dans une matrice élasto-plastique	33
1.23	Représentation du VER considéré pour déterminer le comportement d'un site potentiellement activable, noyé dans la matrice élasto-plastique précédemment présentée	36
1.24	Représentation du calcul de l'énergie dissipée par un site sur un cycle de chargement	38
1.25	Identification des paramètres α , β et m du modèle (échelle logarithmique)	40
1.26	Description de la courbe d'Auto-Échauffement par le modèle probabiliste à deux échelles obtenue pour un acier HSLA320	41
1.27	Détermination de la limite d'endurance moyenne du matériau à partir de la courbe d'Auto-Échauffement avec l'hypothèse du maillon le plus faible	41
1.28	Courbe S-N pour un acier HSLA320 pour comparaison avec la méthode d'Auto-Échauffement	42
1.29	Prédiction de la courbe S-N par le modèle	44
1.30	Prédiction des iso-probabilités par le modèle pour $P_F = 10\%$ et $P_F = 90\%$	44
1.31	Microstructure du matériau d'étude HSLA320	45
2.1	Espace des invariants	51
2.2	Essai de cisaillement simple sur tôle	52
2.3	Résultats du calcul par éléments finis de l'essai de cisaillement simple : (a) contrainte de von Mises; (b) contrainte de cisaillement	52
2.4	Essai de cisaillement ASTM : (a) norme ASTM B831, (b) amélioration proposée par [Merklein and Biasutti, 2011]	53
2.5	Résultats des calculs par éléments finis des essais ASTM : (a) et (c) contrainte de Von Mises respectivement pour la version 1 et 2; (b) et (d) contrainte de cisaillement respectivement pour la version 1 et 2	54
2.6	Essai SAMSHEAR	55
2.7	Résultats du calcul par éléments finis de l'essai SAMSHEAR	55
2.8	Essai de cisaillement sur disque	57
2.9	Résultats du calcul par éléments finis de l'essai de cisaillement sur disque	57
2.10	Essai de cisaillement sur disque TwinBridge	58
2.11	Résultats du calcul par éléments finis de l'essai TwinBridge	59
2.12	Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_1, IC_2, IC_3, IC_4	60
2.13	Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_5, IC_6, IC_7, IC_8	61
2.14	Présentation du montage d'essai	63
2.15	Paramétrage de l'éprouvette disque	63
2.16	Paramétrage de la géométrie du disque à épaisseur variable (vue en coupe)	64

2.17	Géométrie disque à épaisseur variable : Indicateurs de comparaison en fonction de la valeur du rayon minimal de la zone utile R_{\min}	65
2.18	Résultat du calcul ABAQUS pour le disque à épaisseur variable pour $R_{\min} = 28$ mm	65
2.19	Paramétrage de la géométrie du disque lumières (ici : $R_{\min} = 15$ et $\beta = 0.5$)	66
2.20	Géométrie disque lumières : influence des bornes des paramètres	67
2.21	Géométrie disque lumières : Indicateurs de comparaison en fonction de la valeur du rayon minimal de la zone utile R_{\min}	67
2.22	Géométrie retenue pour le disque lumière	68
2.23	Résultats du calcul ABAQUS pour le disque lumière	68
2.24	Géométrie du disque lumière avec rayons de raccordements	68
2.25	Résultats du calcul ABAQUS pour le disque lumière	69
2.26	Influence de l'orientation des disques lumières par rapport au sens de laminage de la tôle sur le champ de contrainte	69
2.27	Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_1, IC_2, IC_3, IC_4	70
2.28	Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_5, IC_6, IC_7, IC_8	71
2.29	Montage d'observation par caméra IR via un miroir	73
2.30	Montage d'essai avec le miroir infra-rouge	73
2.31	Image issue de la caméra infra-rouge via le miroir pour observer la zone utile du disque lumières	74
2.32	Positionnement des jauges de déformations sur les éprouvettes disque lumières	75
2.33	Post-traitement des jauges : disque lumières	75
2.34	Post-traitement des jauges : disque à épaisseur variable	76
2.35	Comparaison τ théorique et expérimental	77
2.36	Évolution des paliers d'Auto-Échauffement pour la géométrie disques lumières (essais "L2-0°-TC" et "L2-0°-IR")	78
2.37	Étude de la répétabilité des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement sur les deux nouvelles géométries	79
2.38	Comparaison des résultats issus des deux moyens d'acquisition de la température : thermocouples et caméra IR	80
2.39	Influence de l'orientation des lumières par rapport au sens de laminage de la tôle	80
2.40	Critère de CROSSLAND	81
3.1	Influence d'une pré-déformation plastique initiale en cisaillement sur un acier dual phase [Munier, 2012]	86
3.2	Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'une pré-déformation plastique initiale sur les courbes d'Auto-Échauffement	87
3.3	Type d'éprouvettes utilisées pour étudier l'effet d'une pré-déformation plastique initiale	87
3.4	Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement	88
3.5	Évolution du régime primaire d'Auto-Échauffement en fonction d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale	88
3.6	Évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement en fonction d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale	89

3.7	Application d'une pré-déformation plastique initiale sur un coupon, dans lequel les éprouvettes diabolo sont ensuite extraites	90
3.8	Apparition de BGPs à la surface du matériau pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa	91
3.9	Images obtenues après les étapes de soustraction de l'image initiale sur l'image finale (a), de binarisation de l'image soustraite (obtenue après soustraction) (b), et de labelisation (c) pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa	92
3.10	Histogrammes obtenus à partir de l'étape de labelisation, permettant de compter le nombre de BGP, pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa	92
3.11	Évolution du nombre de BGPs en fonction de l'amplitude du chargement pour différents niveaux de pré-déformation plastique initiale, pour un acier HSLA320	93
3.12	Procédé de réalisation d'une pré-déformation equibiaxiale sur tôles et analyse du champ de déformation par un système de stéréo-corrélation d'images GOM	94
3.13	Extraction des éprouvettes d'Auto-Échauffement sur les gamelles après emboutissage	94
3.14	Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement	95
3.15	Courbe S-N sous sollicitation uniaxiale après une pré-déformation equibiaxiale	95
3.16	Nouvelles éprouvette de fatigue (homothétie) pour étudier l'effet d'une pré-déformation equibiaxiale par des essais de fatigue classique	96
3.17	Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement	96
3.18	Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur le régime primaire d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement	97
3.19	Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur le régime secondaire d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement	97
3.20	Apparition de fissures au niveau des zones de concentration des contraintes sur l'éprouvette disque lumière après une pré-déformation plastique equibiaxiale	98
3.21	Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'un pré-chargeement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement	98
3.22	Effet d'un pré-chargeement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence de l'amplitude du chargement avec $N^{pc} = 50\ 000$ cycles .	99
3.23	Évolution du régime primaire en fonction de l'amplitude du pré-chargeement cyclique avec $N^{pc} = 50\ 000$ cycles	100
3.24	Évolution du régime secondaire en fonction de l'amplitude du pré-chargeement cyclique avec $N^{pc} = 50\ 000$ cycles	100
3.25	Effet d'un pré-chargeement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence du nombre de cycles du chargement avec $\Sigma_0^{pc} = 200$ MPa	101
3.26	Évolution du régime primaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargeement avec $\Sigma_0^{pc} = 200$ MPa	102
3.27	Évolution du régime secondaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargeement avec $\Sigma_0^{pc} = 200$ MPa	102
3.28	Effet d'un pré-chargeement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence du nombre de cycles du chargement avec $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa	103
3.29	Évolution du régime primaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargeement avec $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa	103

3.30	Évolution du régime secondaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargement avec $\Sigma_0^{\text{pc}} = 240$ MPa	104
3.31	Évolution de la courbe S-N après un pré-chargement initial de $N^{\text{pc}} = 500\,000$ cycles pour une amplitude $\Sigma_0^{\text{pc}} = 210$ MPa	104
3.32	Évolution de la courbe S-N après un pré-chargement initial de $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles pour une amplitude de $\Sigma_0^{\text{pc}} = 240$ MPa (a) et de $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa (b) .	105
3.33	Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combinés sur les courbes d'Auto-Échauffement	105
3.34	Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combinés sur les courbes d'Auto-Échauffement ($\varepsilon_p = 1\%$, $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles)	106
3.35	Évolution des régimes d'Auto-Échauffement en fonction d'un pré-chargement de 50 000 cycles après une pré-déformation plastique initiale de 1%	107
3.36	Influence d'une contrainte moyenne sur les courbes d'Auto-Échauffement . .	107
3.37	Influence d'une contrainte moyenne normale (rapport de charge $R = 0.1$) sur les courbes d'Auto-Échauffement. Essai de référence à rapport de charge $R = -1$	108
3.38	Courbes S-N du matériau vierge pour les rapports de charge $R = -1$ et $R = 0.1$	109
3.39	Influence d'une contrainte moyenne normale positive sur les courbes d'Auto-Échauffement (échelle logarithmique)	110
3.40	Représentation du domaine élastique du matériau lors le dernier palier d'Auto-Échauffement pour les rapports de charge $R = -1$ et $R = 0.3$	111
4.1	Résultat du schéma numérique d'intégration dans le cas particulier du modèle initial où un seul écrouissage, de type cinématique linéaire, est considéré : comparaison avec la solution analytique et évolution de la température pour chaque palier	118
4.2	Cartographies d'erreur, par rapport à la solution analytique, et de temps de calcul pour différentes valeurs des paramètres $\Delta\sigma_y$ et $\Delta\sigma_{\text{amp}}$	118
4.3	Simulations numériques avec et sans un pré-chargement cyclique ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa) pour le modèle initial ($C_1 = 1000$ MPa et $\gamma_1 = b = 0$ et $C_2 = Q = 0$ MPa)	119
4.4	Réponse du modèle numérique à l'effet d'un pré-chargement cyclique avec $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa	120
4.5	Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique sans pré-chargement cyclique	121
4.6	Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique avec un pré-chargement cyclique ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa)	123
4.7	Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique avec un pré-chargement cyclique ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 230$ MPa)	124
4.8	Cartographie représentant la partition de chacune des familles de sites en fonction de l'amplitude de chargement	126
4.9	Réponse du second modèle numérique à l'effet d'un pré-chargement cyclique avec $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 240$ MPa	132
4.10	Réponse du second modèle numérique à l'effet d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique de $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} = 1\%$	133

4.11	Évolution de S_0 en fonction du niveau de déformation initiale macroscopique $E_{p,ini}^{max}$ identifiée à partir des essais d'Auto-Échauffement	133
4.12	Valeur identifiée du paramètre $p_{seuil}^{VER} \approx 85\%$ sur l'essai d'Auto-Échauffement avec un pré-chargement de 50 000 cycles à 240 MPa d'amplitude (seul le régime secondaire est considéré)	135
4.13	Validation du modèle à l'effet d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique par comparaison avec les essais d'Auto-Échauffement (seul le régime secondaire est considéré)	136
4.14	Validation du modèle à l'effet d'un pré-chargement cyclique initial par comparaison avec les essais d'Auto-Échauffement, avec $N_{cycles}^{PC} = 50\,000$ cycles (seul le régime secondaire est considéré)	137
4.15	Principe du premier essai d'Auto-Échauffement complexe : succession de trois procédures d'Auto-Échauffement sur une même éprouvette. Lors de la deuxième procédure, les paliers sont appliqués dans l'ordre décroissant en fonction de l'amplitude de chargement Σ_0	138
4.16	Validation du modèle pour le premier essai d'Auto-Échauffement complexe (seul le régime secondaire est considéré)	138
4.17	Principe du second essai d'Auto-Échauffement complexe : procédure particulière d'Auto-Échauffement consistant à appliquer une seconde fois chaque palier	139
4.18	Validation du modèle pour le second essai d'Auto-Échauffement complexe (seul le régime secondaire est considéré)	139
4.19	Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N pour le matériau dans son état vierge	141
4.20	Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{PC} = 500\,000$ cycles et d'amplitude $\Sigma_0^{PC} = 210$ MPa	142
4.21	Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{PC} = 50\,000$ cycles et d'amplitude $\Sigma_0^{PC} = 240$ MPa	142
4.22	Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{PC} = 50\,000$ cycles et d'amplitude $\Sigma_0^{PC} = 250$ MPa	143
4.23	Comparaison Miner-Modèle	143
4.24	Comparaison Miner-Modèle-Expérimental	144
4.25	Modélisation du régime primaire en fonction de l'amplitude de chargement Σ_0	146
4.26	Prise en compte de l'évolution des deux régimes d'Auto-Échauffement en fonction de ε_p lors d'un essai à contrainte moyenne positive ($R = 0.1$)	147
4.27	Résultats des essais cycliques avec extensomètre : évolution de la contrainte vraie en fonction du nombre de cycles, pour un rapport de charge $R = 0.1$	148
4.28	Résultats des essais cycliques avec extensomètre : évolution de la déformation plastique vraie en fonction du nombre de cycles, pour un rapport de charge $R = 0.1$	148
4.29	Influence d'une contrainte moyenne positive sur les courbes d'Auto-Échauffement (échelle logarithmique). Les droites verte et noire représentent l'amplitude du chargement conduisant à une contrainte maximale correspondant respectivement à la limite d'élasticité macroscopique (R_e) et à la limite à rupture (R_m) du matériau	149

Liste des tableaux

1.1	Exemple d'utilisation de la méthode StairCase pour un acier DP600 avec un pas p de 10 MPa ("x"=rompu, "o"=non rompu). L'évènement non rompu est choisi, car il est le moins fréquent [Doudard, 2004]	9
1.2	Exemples de modèles de fatigue classique permettant de décrire les courbes S-N	11
1.3	Exemples de modèles permettant de décrire les diagrammes de HAIGH	13
1.4	Paramètres expérimentaux utilisés pour chaque palier de chargement	22
1.5	Caractéristiques techniques du matériau d'étude HSLA320 avec e_0 l'épaisseur initiale de la tôle, $R_{p0.2}$ la limite d'élasticité conventionnelle à 0.2% de déformation plastique, R_m la résistance à rupture et $A\%$ l'allongement à rupture (caractéristiques données dans le sens travers au sens de laminage)	46
2.1	Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai de cisaillement simple	52
2.2	Valeurs des indicateurs de comparaison pour les essais ASTM (versions 1 et 2)	54
2.3	Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai SAMSHEAR	56
2.4	Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai de cisaillement sur disque	56
2.5	Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai TwinBridge	59
2.6	Valeurs des indicateurs de comparaison pour les différents essais	61
2.7	Valeurs des indicateurs de comparaison pour les deux nouvelles géométries : disque à épaisseur variable et disque lumières	72
2.8	Limites d'endurances sous sollicitation de cisaillement pour les des deux géométries d'éprouvette disque, identifiées par la méthode d'Auto-Échauffement	79
3.1	Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement après une pré-déformation plastique initiale uniaxiale	90
3.2	Matrice d'essais pour les observations des BGPs	91
3.3	Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement ($\overline{\Sigma}_{\infty}^{AE}$) et par des essais de fatigue classiques ($\overline{\Sigma}_{\infty}$) après une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale	96
3.4	Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement après un pré-chargeement de 50 000 cycles	101
3.5	Paramètres du modèle pour les essais d'Auto-Échauffement à rapport de charge $R = -1$ et $R = 0.1$. L'amplitude du régime secondaire β est identifiée sur le dernier palier d'Auto-Échauffement pour l'essai à $R = 0.1$	109

4.1	Valeurs des paramètres utilisées pour comparer la réponse du schéma numérique d'intégration à la solution analytique pour le cas particulier du modèle initial où un seul écrouissage, de type cinématique linéaire, est considéré . . .	118
4.2	Valeurs des paramètres utilisées pour analyser la réponse du schéma numérique d'intégration à un effet d'histoire ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa)	120
4.3	Valeurs des paramètres matériau utilisées pour le calcul de la solution numérique	130
4.4	Valeurs arbitraires des paramètres de la loi $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ pour analyser la réponse du modèle à un effet d'histoire	132
4.5	Valeurs identifiées des paramètres de la loi $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$	134
4.6	Valeurs identifiées des paramètres de la loi $\alpha_{\text{mod}}(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}})$	146

Introduction

La fatigue à grand nombre de cycles est aujourd'hui encore un problème industriel majeur. La notion de rupture en service par fatigue, sous chargement cyclique, est apparue au cours du XIX^e siècle. Ce phénomène s'est avéré complexe à comprendre compte tenu de son caractère aléatoire et du fait qu'il intervient pour des niveaux de chargement inférieurs à la limite d'élasticité macroscopique du matériau. À la suite de ces ruptures en service, un très grand nombre d'études ont été réalisées, principalement sur des matériaux métalliques, afin d'expliquer ce phénomène. Le chargement macroscopique appliqué sur une structure conduit à l'apparition de plasticité à l'échelle microscopique, appelée microplasticité. Ce phénomène évolue au cours du temps et est à l'origine de l'apparition d'une ou plusieurs fissures au sein du matériau. Ensuite, ces fissures se propagent, menant à la rupture de la structure. Pour le cas des matériaux métalliques, le phénomène de fatigue est le plus souvent lié à l'apparition et l'évolution de la microplasticité au sein du matériau sous chargement cyclique. Afin de caractériser un matériau en fatigue, des courbes S-N-P¹ sont utilisées. Elles représentent l'évolution du nombre de cycles à rupture en fonction du niveau de chargement. Cependant, dans le but d'englober la dispersion liée au caractère aléatoire du phénomène de fatigue, le nombre d'échantillons nécessaire à la réalisation d'une courbe S-N-P doit être assez important. Généralement, une trentaine d'éprouvettes sont utilisées, rendant l'essai coûteux en éprouvettes et en temps (un essai de 2×10^6 cycles à 10 Hz dure plus de deux jours).

Par ailleurs, les propriétés en fatigue d'un matériau dépendent d'un grand nombre de paramètres. Chaque matériau possède ses propriétés intrinsèques. Lors du dimensionnement d'une pièce en fatigue, il est nécessaire de déterminer le choix du matériau dans un premier temps. À l'échelle du matériau, la microstructure joue un rôle important sur la résistance en fatigue. Cette résistance à la fatigue peut-être également modifiée par l'existence de contraintes résiduelles au sein du matériau. Dans certaines conditions, elles peuvent être bénéfiques ou néfastes. Ces contraintes résiduelles sont généralement introduites par les opérations de fabrication du matériau ou par les procédés de mise en forme d'une pièce industrielle. Il est donc important de prendre en compte la modification du matériau apportée par de telles opérations lors de la caractérisation en fatigue. Ainsi à l'échelle de la pièce, différents facteurs peuvent impacter la résistance en fatigue. Par ailleurs, le chargement que cette pièce va subir joue un rôle très important. Il est alors primordial de connaître parfaitement les conditions de sollicitations d'une pièce lors de son dimensionnement. Un dernier point important, mais qui ne s'inscrit pas dans ces travaux de thèse, est l'influence de l'environnement dans lequel la pièce sera en service. L'un des exemples les plus sévères du point de vue de la fatigue est

1. Stress - Number of cycles - Probability of failure

l'environnement marin dont la salinité accélère le processus de corrosion dans le matériau, qui a pour conséquence de dégrader fortement sa résistance en fatigue.

Dans le but de pouvoir prendre en compte tous les aspects qui ont une conséquence sur les propriétés en fatigue d'un matériau, l'utilisation d'une méthode de caractérisation classique impliquerait un nombre d'essais démesuré. Tout d'abord, accélérer les essais peut être une solution. Classiquement, deux curseurs peuvent être ajustés. Le premier est le nombre de machines de fatigue utilisé. Pour obtenir une courbe S-N-P plus rapidement, il suffit d'augmenter le nombre de machines afin de réaliser des essais en parallèle. Mais ceci n'est pas sans coût. Le second curseur consiste à augmenter la fréquence de sollicitation pour diminuer le temps des essais. Sur des machines hydrauliques classiques, la fréquence de sollicitation est de l'ordre de quelques dizaines de hertz. Sur des machines de type vibrophore, cette fréquence est de l'ordre de la centaine de hertz, voire de quelques kilohertz. Cependant, de tels niveaux de fréquence peuvent avoir un impact sur le comportement du matériau dans le cadre du dimensionnement à la fatigue à grand nombre de cycles. Cela reviendrait à le caractériser sur une plage de sollicitation non représentative des conditions réelles d'utilisation. Pour ne pas se confronter à ce genre de problématique, c'est-à-dire utiliser un nombre conséquent de moyens d'essais ou solliciter le matériau à une fréquence trop élevée, d'autres méthodes de caractérisation rapide existent, telles que les mesures d'Auto-Échauffement sous chargements cycliques.

Le principe de cette méthode est d'observer l'évolution de la température d'une éprouvette sous sollicitations cycliques à amplitude constante et ce, pour différents niveaux d'amplitude. Une succession de blocs de chargements cycliques est appliquée, avec une amplitude croissante de bloc en bloc. Pour une valeur de chargement donnée, la température mesurée de l'éprouvette augmente jusqu'à atteindre un état stabilisé. La valeur de cette température stabilisée est reportée dans un graphique en fonction de l'amplitude de chacun des blocs de chargement. Empiriquement, la limite d'endurance moyenne du matériau peut être estimée par lecture graphique [Stromeyer, 1914]. En parallèle, un modèle probabiliste à deux échelles a été développé afin de relier ces mesures d'Auto-Échauffement aux propriétés en fatigue et de pouvoir estimer l'évolution des courbes S-N-P. La principale hypothèse retenue consiste à considérer que le mécanisme de microplasticité est à l'origine du phénomène de rupture par fatigue. Ce modèle permet d'estimer l'évolution de la microplasticité au sein du matériau sous chargement cyclique par une approche probabiliste, basée sur des observations du mécanisme microplastique dans le matériau à différentes échelles. Les mesures d'Auto-Échauffement sont très intéressantes, car elles permettent d'une part de caractériser rapidement un matériau à la fatigue à grand nombre de cycles et, d'autre part, d'apporter des éléments d'informations permettant d'enrichir la modélisation du mécanisme responsable du phénomène de fatigue.

Dans le secteur de l'automobile, les produits plats en acier sont largement utilisés pour réaliser les pièces constitutives d'un véhicule. Pour des raisons de coûts et de réduction de la masse, le dimensionnement de ces pièces doit se faire au plus juste. Pour ArcelorMittal, il est alors important de caractériser toute la gamme des produits plats en fatigue. Cependant, cette caractérisation est faite pour des produits à l'état de livraison en sortie d'usine, c'est-à-dire après l'étape de laminage et vierge de toute sollicitation. Or, la fabrication d'une pièce structurelle se fait généralement par des étapes de mise en forme, telles que le pliage, l'emboutissage, le soudage, etc. Toutes ces opérations conduisent à une modification de l'état du matériau en ajoutant des déformations plastiques et/ou des contraintes résiduelles par

exemple. Il est également important de noter que la caractérisation en fatigue est souvent réalisée sous chargements uniaxiaux à amplitude constante. Or, les structures sont généralement soumises à des chargements variables au cours du temps. Ces chargements peuvent avoir pour origine une ou plusieurs sources de sollicitations et génèrent le plus souvent un état de contrainte multiaxial en tous points de la structure. La variabilité temporelle du chargement ainsi que la modification de l'état du matériau lors de la fabrication conduisent à une notion d'effets d'histoire. La prise en compte de ces effets d'histoire dans la caractérisation en fatigue est donc importante. Une approche classique afin de dimensionner une pièce structurelle consiste à utiliser un critère de fatigue. Cependant, il est important d'utiliser une forme adaptée au problème pour ce critère et de pouvoir déterminer avec précision les paramètres le définissant. De plus, dans le cas d'un chargement variable dans le temps, il est nécessaire de définir un chargement cyclique représentatif du spectre du chargement réel. Ceci est généralement réalisé à l'aide d'une méthode de comptage de cycles. Mais qu'en est-il des effets d'histoire avec une telle approche ? Un des freins à la prise en compte de ces effets est le nombre de configurations à étudier et la dispersion des résultats liée à l'aspect probabiliste du phénomène de fatigue. Le nombre d'essais nécessaire, ainsi que le temps de réalisation, seraient trop importants.

C'est dans cet objectif que s'inscrivent ces travaux de thèse : prendre en compte les effets liés aux procédés de fabrication et ceux liés à un chargement variable dans le temps afin d'identifier les influences de ces effets d'histoire sur les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles. Pour essayer de répondre à cet objectif, c'est-à-dire comprendre l'impact de ces effets d'histoire sur la prédiction des propriétés en fatigue, il convient de l'aborder à l'échelle du matériau et non de la structure. La démarche générale sera alors d'observer les effets d'histoire sur les propriétés en fatigue afin d'établir une modélisation permettant de prévoir l'évolution de ces propriétés sous chargements réels. Compte tenu du nombre d'essais et du temps que cela impliquerait avec une approche classique, l'utilisation d'une méthode de caractérisation des propriétés en fatigue dite rapide paraît judicieuse. Le choix se porte sur les mesures d'Auto-Échauffement. Il convient de noter qu'aborder cette problématique avec une telle approche à l'échelle des matériaux est original (seulement certains des aspects traités dans ce manuscrit ont déjà été abordés sous cet angle dans des travaux antérieurs) et était² par conséquent risqué. De plus, le caractère multiaxial du chargement est un paramètre particulièrement important pour bien prédire la tenue en fatigue d'une structure. Le second objectif de ces travaux consiste à développer une méthode permettant de caractériser en fatigue un matériau sous sollicitation de cisaillement, via des mesures d'Auto-Échauffement.

Ce manuscrit s'articule autour de quatre chapitres. Le premier chapitre présente les différentes méthodes classiques de caractérisation des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles sous chargement uniaxial à amplitude constante ou variable et sous chargement multiaxial à amplitude constante. Quelques critères de fatigue, uniaxiaux et multiaxiaux, sont présentés. Ce chapitre permet également de présenter les mesures d'Auto-Échauffement, en partant de l'équation de la chaleur générale jusqu'à l'obtention d'une courbe d'Auto-Échauffement, illustrée par un exemple expérimental pour une approche thermique 0D. Le modèle probabiliste à deux échelles associé, permettant la prédiction des courbes S-N-P, est également présenté. Cette présentation servira de base de travail tout au long du manuscrit.

Le second chapitre porte sur l'étude du caractère multiaxial du chargement. La caractérisation en fatigue multiaxiale s'avère particulièrement importante en vue d'identifier les

2. l'usage de l'imparfait est justifié dans la mesure où il sera montré au fur et à mesure de la lecture de ce manuscrit que c'est un pari gagnant

paramètres associés aux critères de fatigue classiquement utilisés dans les démarches de dimensionnement des structures (*e.g.* **CROSSLAND**). Pour calibrer correctement un tel critère, et donc augmenter sa précision, la limite d'endurance du matériau sous sollicitation de cisaillement est souvent utilisée. Or, dans le cas des produits plats, il est difficile d'obtenir cette information sans modifier son état d'origine (*i.e.*, sortie d'usine, vierge de toute sollicitation). Une étude bibliographique sur les essais de cisaillement existants sur produits plats est alors présentée. Les principaux essais présents dans la littérature ont été développés pour étudier le comportement des matériaux, sous sollicitation de cisaillement quasi-statique et ne sont donc pas adaptés aux mesures d'Auto-Échauffement. Ce chapitre présente alors le développement d'un nouveau montage d'essai de cisaillement cyclique pour produits plats et les éprouvettes associées. Ce montage a été développé dans le but de déterminer la limite d'endurance en cisaillement d'un matériau à l'aide de mesures d'Auto-Échauffement.

Le troisième chapitre présente l'étude de l'impact des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles sous sollicitation uniaxiale et multiaxiale. Trois configurations ont été considérées : l'effet d'une pré-déformation plastique initiale, l'effet d'un pré-chargement cyclique initial et l'effet d'une contrainte moyenne. Pour les deux premières configurations, la mise en œuvre des essais est d'abord présentée, puis les résultats sont analysés. Pour le cas d'une pré-déformation plastique initiale, plusieurs taux de déformations ont été étudiés et l'évolution de la limite d'endurance, identifiée à partir des mesures d'Auto-Échauffement, est tracée. Une procédure identique est utilisée pour l'étude de l'effet d'un pré-chargement cyclique initial. Plusieurs niveaux de chargement ainsi que différents nombres de cycles ont été considérés afin d'observer l'évolution des propriétés en fatigue. Pour l'étude de l'effet d'une contrainte moyenne, les résultats expérimentaux d'Auto-Échauffement sont présentés. Cet effet est considéré comme un effet d'histoire car les valeurs des amplitudes de chargement peuvent impliquer des valeurs de contraintes maximales supérieures à la limite d'élasticité, ce qui a pour conséquence de modifier l'état du matériau. De ce fait, la démarche classique d'analyse de ces résultats par les mesures d'Auto-Échauffement devient délicate. Une nouvelle approche d'analyse de cet effet est proposée dans le chapitre 4.

Le quatrième et dernier chapitre porte sur la prise en compte des effets d'histoire dans l'approche probabiliste du modèle à deux échelles lié à la méthode d'Auto-Échauffement. Tel qu'il est présenté dans le chapitre 1, ce modèle ne permet pas de rendre compte des effets d'histoire. Aucune variable n'est capable de traduire cette notion d'histoire. C'est pourquoi, grâce aux résultats expérimentaux du chapitre 3, une amélioration du modèle est proposée afin qu'il puisse rendre compte de ces effets. Deux pistes d'étude ont été sélectionnées permettant de modéliser l'influence des effets d'histoire sur l'évolution et le comportement du mécanisme de microplasticité à l'origine du phénomène de fatigue. Ceci dans le but d'estimer l'impact d'un tel chargement sur les propriétés en fatigue. Le principe de la modélisation est présenté et une comparaison est réalisée entre des résultats expérimentaux obtenus avec effets d'histoire et la réponse du nouveau modèle.

Caractérisation en fatigue à grand nombre de cycles et apports des mesures d'Auto-Échauffement sous sollicitations cycliques

Sommaire

1.1	Caractérisation classique des matériaux en fatigue à grand nombre de cycles	7
1.1.1	Chargement uniaxial à amplitude constante	7
1.1.1.1	Méthode stair-case (ou de l'escalier)	9
1.1.1.2	Logiciel ESOPE (AFN A 03-405)	10
1.1.1.3	Effet d'une contrainte moyenne normale	11
1.1.2	Chargements multiaxiaux à amplitude constante	13
1.1.3	Chargement uniaxial à amplitude variable	15
1.1.3.1	Loi de cumul d'endommagement	16
1.1.3.2	Méthode de comptage de cycles	19
1.2	Principe des mesures d'Auto-Échauffement	21
1.2.1	Protocole expérimental	21
1.2.2	Équation de la chaleur	25
1.3	Le modèle probabiliste à deux échelles	29
1.3.1	Principe de la modélisation	29
1.3.2	Comportement et dissipation de la matrice	33
1.3.2.1	Loi de comportement de la matrice	33
1.3.2.2	Dissipation de la matrice	35
1.3.3	Comportement et dissipation d'un site	35
1.3.3.1	Loi de comportement d'un site	35
1.3.3.2	Dissipation cyclique d'un site	37
1.3.4	Calcul de la dissipation cyclique totale	38
1.3.5	Description des courbes d'Auto-Échauffement	40
1.3.6	Prédiction des propriétés en fatigue	41

1.3.6.1	Durée de vie illimitée	41
1.3.6.2	Durée de vie limitée	43
1.4	Objectifs de l'étude	45

Ce premier chapitre a pour objectif de rappeler les outils existants pour la prédiction de la durée de vie des structures, ainsi que de faire un état de l'art sur les mesures d'Auto-Échauffement sous chargements cycliques. Il permet de poser les bases d'étude de cette thèse, de montrer comment les effets d'histoire de chargement, ainsi que le caractère multiaxial, sont pris en compte dans la caractérisation en fatigue et d'expliquer en quoi les mesures d'Auto-Échauffement pourraient apporter des réponses sur cette problématique.

Dans un premier temps, les approches classiques de caractérisation en fatigue de matériaux sous sollicitations cycliques sont présentées. Les cas de chargements uniaxiaux à amplitude constante ou variable, puis multiaxiaux à amplitude constante, sont considérés. Les critères de fatigue multiaxiaux les plus couramment utilisés sont présentés. Pour le cas d'un chargement à amplitude variable dans le temps, la méthode de comptage de cycles RAINFLOW ainsi que le principe d'une loi de cumul d'endommagement sont présentés, dans le cadre uniaxial. Ensuite, le principe des mesures d'Auto-Échauffement, permettant une caractérisation en fatigue rapide, est présenté en s'appuyant sur un exemple expérimental. Ces mesures permettent de relier la dissipation cyclique d'un matériau à ses propriétés en fatigue. Enfin, le modèle associé à cette méthode permettant de relier les mesures expérimentales aux propriétés en fatigue est présenté.

1.1 Caractérisation classique des matériaux en fatigue à grand nombre de cycles

Les chargements en service subis par des structures sont généralement variables au cours du temps. Le caractère important de ces signaux, d'un point de vue de la fatigue, est la périodicité. De plus, ils peuvent être uniaxiaux ou multiaxiaux et leurs amplitudes peuvent être constantes au cours du temps, ou variables. Dans le cas de la fatigue à grand nombre de cycles (*i.e.*, le nombre de cycles à rupture N_R est supérieur à 10^4 cycles), appelée fatigue polycyclique, l'amplitude maximale du chargement reste inférieure à la limite d'élasticité macroscopique du matériau. Dans le cas contraire (*i.e.*, $N_R \leq 10^4$ cycles), cela correspond au domaine de la fatigue oligocyclique, non étudiée ici. Plusieurs cas de figures sont présentés dans cette partie : chargement uniaxial et multiaxial à amplitude des contraintes constante dans le temps et chargement uniaxial à amplitude variable.

1.1.1 Chargement uniaxial à amplitude constante

La caractérisation en fatigue polycyclique classique consiste à solliciter une éprouvette normalisée, appelée éprouvette de fatigue (Fig.1.1(b)), jusqu'à un critère d'arrêt ou rupture. Le chargement appliqué est cyclique à amplitude Σ_0 constante et peut avoir une contrainte moyenne Σ_{moy} nulle ou non, représentée par le rapport de charge R . Généralement, les rapports de charge utilisés sont $R = -1$ (contrainte moyenne nulle) et $R = 0.1$ (traction pure, donc aucun risque de flambement). Ces grandeurs sont définies pour un cycle de chargement (Fig.1.1(a)), telles que

$$\Sigma_0 = \frac{\Sigma_{\text{max}} - \Sigma_{\text{min}}}{2} \quad ; \quad \Sigma_{\text{moy}} = \frac{\Sigma_{\text{max}} + \Sigma_{\text{min}}}{2} \quad ; \quad R = \frac{\Sigma_{\text{min}}}{\Sigma_{\text{max}}} . \quad (1.1)$$

Dans le cadre de la fatigue à grand nombre de cycles, le domaine d'endurance illimitée¹

1. Il est important de noter que la notion de durée de vie illimitée est ici utilisée pour définir une limite d'endurance moyenne conventionnelle pour un nombre de cycles donné (*e.g.* 2×10^6 ou 10^7 cycles)

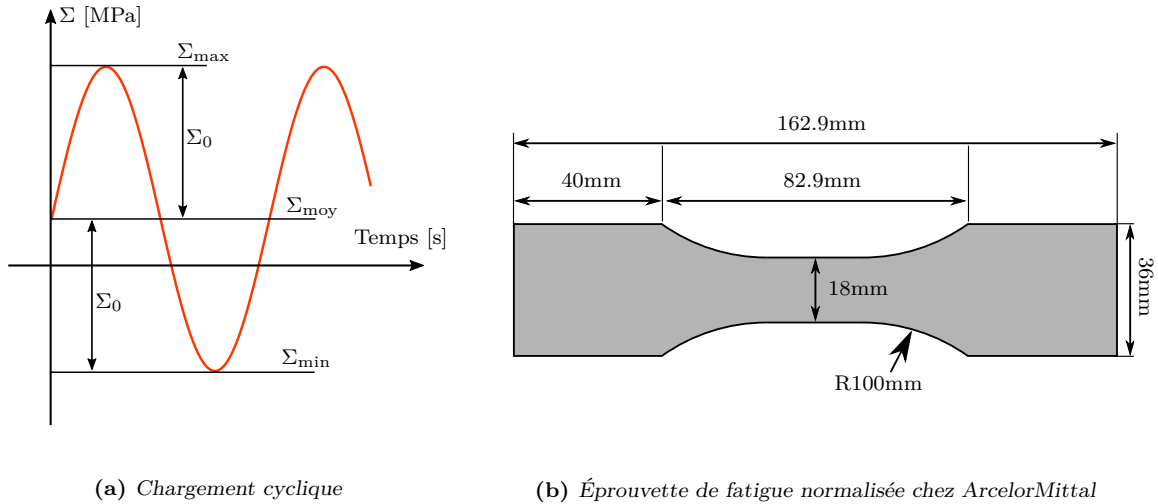


Figure 1.1 – Définition des paramètres de chargement cyclique et de la géométrie des éprouvettes de fatigue utilisées au sein d'ArcelorMittal

est souvent considéré lorsque le nombre de cycles, pour un chargement donné, atteint au minimum 2×10^6 cycles sans rupture du matériau. Cette valeur est donc le critère d'arrêt de l'essai, s'il n'y a pas eu rupture de l'éprouvette. Pour déterminer la limite d'endurance moyenne $\bar{\Sigma}_{\infty}$, c'est-à-dire l'amplitude maximale du chargement pour laquelle il n'y a pas eu rupture de l'éprouvette, plusieurs essais cycliques sont réalisés pour différentes valeurs d'amplitude Σ_0 . De par le caractère aléatoire du phénomène de fatigue, plusieurs essais à une même amplitude de chargement sont nécessaires pour englober la dispersion (3 à 4 essais). Généralement, plus d'une trentaine d'éprouvettes sont sollicitées et tous les résultats sont reportés sur un diagramme semi-logarithmique, appelé courbe S-N (ou courbe de WÖHLER) (Fig.1.2). L'abscisse représente le nombre cycles N , dans une échelle logarithmique, et l'ordonnée peut représenter soit la contrainte maximale Σ_{\max} , soit l'amplitude Σ_0 , dans une échelle linéaire.

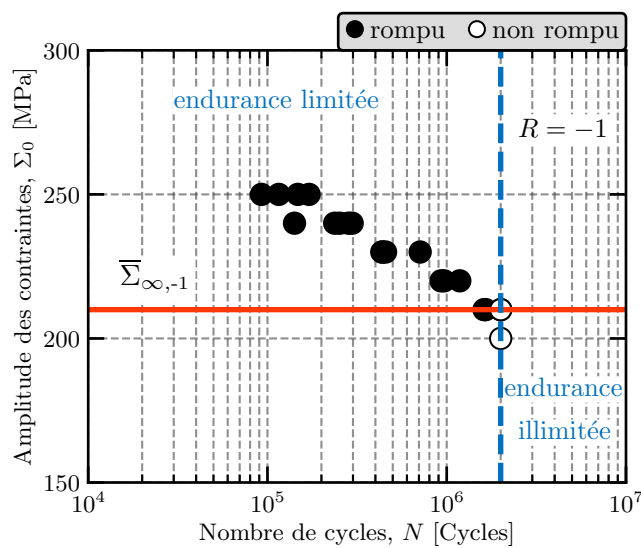


Figure 1.2 – Représentation d'une courbe S-N pour un acier HSLA320², pour une contrainte moyenne nulle ($R = -1$)

2. l'acier HSLA320 est le matériau d'étude, présenté dans la conclusion de ce chapitre

Cette courbe S-N représente l'endurance du matériau, c'est-à-dire l'évolution du nombre de cycles moyen nécessaire pour mener à la rupture du matériau en fonction de l'amplitude du chargement. Elle peut être décomposée en deux zones : une zone d'endurance limitée où il y aura rupture du matériau après un certain nombre de cycles, et une zone d'endurance illimitée où la rupture du matériau se produira pour un nombre de cycles bien supérieur à un critère d'arrêt. Dans le cadre de la fatigue à grand nombre de cycle, ce critère est généralement égal à 2×10^6 cycles³. La valeur de l'amplitude des contraintes associée à la transition entre ces deux domaines est appelée limite d'endurance moyenne du matériau, notée $\bar{\Sigma}_{\infty}$. La difficulté réside dans la détermination de cette grandeur et la réalisation de ces courbes S-N. Pour cela, des méthodes ont été développées, comme la méthode stair-case ou des logiciels tel que ESOPE, ainsi que des modèles permettant de décrire les courbes d'endurance (courbes S-N).

1.1.1.1 Méthode stair-case (ou de l'escalier)

La description complète d'une courbe S-N est très coûteuse en temps (quelques semaines nécessaires). Des méthodes existent pour déterminer la limite d'endurance moyenne $\bar{\Sigma}_{\infty}$ avec un nombre d'éprouvettes réduit. C'est le cas de la méthode StairCase (méthode de l'escalier) [Dixon, W. J. and Mood, A.M., 1948]. Dans cette méthode, l'amplitude du chargement pour l'éprouvette " $i + 1$ " dépend du résultat de l'essai précédent, noté " i ". Le premier essai est réalisé à une amplitude $\Sigma_{0,1}$. À l'issue de cet essai, deux configurations sont possibles. Si il y a eu rupture alors l'amplitude de l'essai suivant sera inférieure de la valeur d'un pas p , préalablement choisie (p est le pas d'échelonnement des essais), soit $\Sigma_{0,i+1} = \Sigma_{0,i} - p$. Et inversement, si il n'y a pas eu de rupture, donc que le nombre de cycles ait atteint le critère d'arrêt, alors l'amplitude de l'essai suivant sera supérieure de la valeur du pas p , soit $\Sigma_{0,i+1} = \Sigma_{0,i} + p$. Et ainsi de suite. Les résultats sont répertoriés dans un tableau où une croix "x" symbolise le cas d'une rupture (événement rompu) et un rond "o" le cas d'une non-rupture (événement non rompu) (Tab.1.1).

Σ_0 [MPa]	Ordre des essais													i	N_i	iN_i	i^2N_i
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13				
290				x						x				2	0	0	0
280	x		o		x		x		o		x		x	1	2	2	2
270		o				o		o					o	0	4	0	0

Table 1.1 – Exemple d'utilisation de la méthode StairCase pour un acier DP600 avec un pas p de 10 MPa ("x"=rompu, "o"=non rompu). L'évènement non rompu est choisi, car il est le moins fréquent [Doudard, 2004]

Ensuite, l'évènement le moins fréquent est sélectionné pour réaliser les calculs statistiques. Dans l'exemple considéré, c'est l'évènement non rompu. Enfin, la limite d'endurance moyenne du matériau $\bar{\Sigma}_{\infty}$ et l'écart-type associé $\bar{\bar{\Sigma}}_{\infty}$ sont calculés à l'aide des équations suivantes

$$\bar{\Sigma}_{\infty} = \Sigma_{0,i=0} + p \left(\frac{A}{N} + a \right) \quad \text{et} \quad \bar{\bar{\Sigma}}_{\infty} = 1.62 \times p \left(\frac{N.B - A^2}{N^2} + 0.29 \right) \quad (1.2)$$

3. étudier la fatigue au delà de cette valeur rentre dans le cadre de la fatigue à très grand nombre de cycles

avec $a = -1/2$ si l'évènement sélectionné est la rupture, et $a = +1/2$ sinon, et avec

$$N = \sum_i N_i \quad ; \quad A = \sum_i i.N_i \quad ; \quad B = \sum_i i^2.N_i \quad (1.3)$$

Pour l'exemple considéré, $N = 6$, $A = 2$ et $B = 2$. Ce qui donne une limite d'endurance moyenne de 278 MPa et un écart-type associé de 9 MPa.

1.1.1.2 Logiciel ESOPE (AFN A 03-405)

Le logiciel ESOPE, présenté dans la norme française AFN n°A03-405 [AFNOR, 1991], est utilisé par ArcelorMittal. Il permet de déterminer les paramètres de différents modèles de fatigue (comme le modèle de [Wöhler, 1870], de [Basquin, 1910], de [Stromeyer, 1914] et de [Bastenaire et al., 1971] Tab1.2) à partir d'essais de fatigue. Pour calculer la dispersion associée, ces essais sont appelés échantillons d'observation ε tels que

$$\varepsilon = \{(S_1, N_1), \dots, (S_i, N_i), \dots, (S_Q, N_Q)\} \quad (1.4)$$

avec (S_i, N_i) respectivement l'amplitude du chargement et le nombre de cycles pour l'essai i et Q la taille de l'échantillon représentant également le nombre d'essais de fatigue réalisés. Ensuite, dans cet échantillon ε , la fraction $F(S, N)$ des éprouvettes rompues avant N cycles d'amplitude S est supposée de la forme suivante

$$F(S, N) = \Phi \left(\frac{S - \mu(N)}{\sigma} \right) \quad (1.5)$$

avec Φ une fonction de répartition gaussienne et σ la dispersion associée. La variable $\mu(N)$ prend la forme du modèle de fatigue considéré (Tab.1.2). Afin de décrire la courbe S-N, la relation précédente est écrite sous la forme

$$S = \sigma \Phi^{-1}(F(S, N)) + \mu(N) . \quad (1.6)$$

Les courbes d'iso-probabilité p sont calculées à partir de cette relation, avec $p = F(S, N)$. La courbe médiane, c'est-à-dire à 50% de probabilité de rupture pour un chargement d'amplitude S et de nombre de cycles N , est donnée pour $F(S, N) = 0.5$. Or, par définition, $\Phi^{-1}(0.5) = 0$, ce qui donne l'écriture du modèle considéré $S = \mu(N)$.

Ensuite, une fois l'échantillon d'observation renseigné, plusieurs modèles de fatigue sont utilisés (Tab.1.2). Le modèle qui décrit au mieux la courbe expérimentale S-N est retenu (Fig.1.3). Il permet d'estimer la limite d'endurance moyenne associée.

WÖHLER [1870]	$\log(N) = a - b\Sigma_0$
BASQUIN [1910]	$N = \frac{A}{\Sigma_0^n}$
STROMEYER [1914]	$N = \frac{A}{(\Sigma_0 - \bar{\Sigma}_\infty)^n}$
BASTENAIRE [1971]	$N = \frac{C}{(\Sigma_0 - \bar{\Sigma}_\infty) \exp(A(\Sigma_0 - \bar{\Sigma}_\infty))} - B$

Table 1.2 – Exemples de modèles de fatigue classique permettant de décrire les courbes S-N

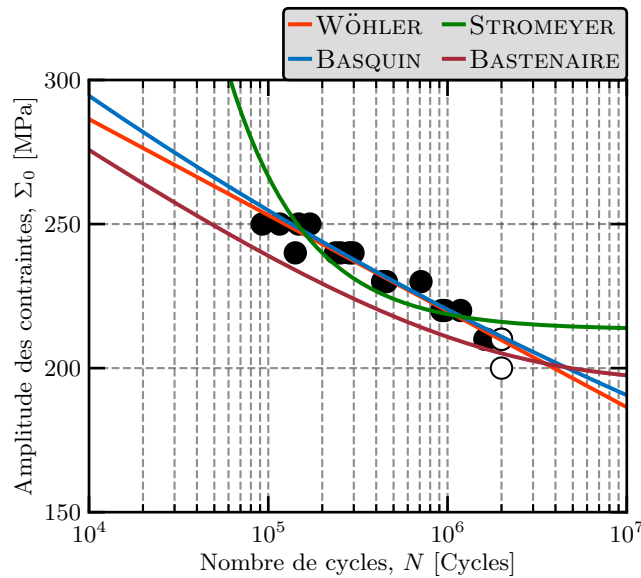


Figure 1.3 – Description de la courbe S-N d'un acier HSLA320 par différents modèles

1.1.1.3 Effet d'une contrainte moyenne normale

Les propriétés en fatigue d'un matériau sont dépendantes de la contrainte moyenne normale du chargement appliqué ([Nihei et al., 1986], [Fatemi and Stephens, 1987], [Koh and Stephens, 1991]). Un rapport de charge supérieur à -1 correspond à une contrainte moyenne positive et, inversement, un rapport de charge inférieur à -1 correspond à une contrainte moyenne négative. Par exemple, pour un acier HSLA320, la limite d'endurance moyenne identifiée pour un rapport de charge de $R = -1$ est d'environ $\bar{\Sigma}_\infty \approx 210$ MPa, tandis que pour un rapport de charge de $R = 0.1$ cette limite est d'environ $\bar{\Sigma}_\infty \approx 160$ MPa (Fig.1.4).

Afin d'analyser l'influence d'une contrainte moyenne sur les propriétés en fatigue d'un matériau, différents diagrammes peuvent être utilisés, comme celui de HAIGH. Il représente l'évolution de la limite d'endurance moyenne du matériau $\bar{\Sigma}_\infty$ en fonction du niveau de la contrainte moyenne Σ_{moy} (Fig.1.5). Pour avoir une description complète de ce diagramme, un

grand nombre de campagnes de fatigue est nécessaire (autant que de niveaux de contrainte moyenne souhaités).

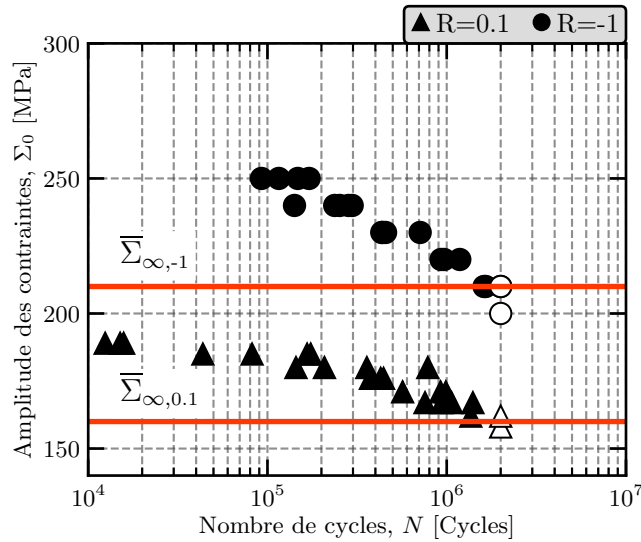


Figure 1.4 – Effet d’une contrainte moyenne normale sur les courbes S-N pour un acier HSLA320

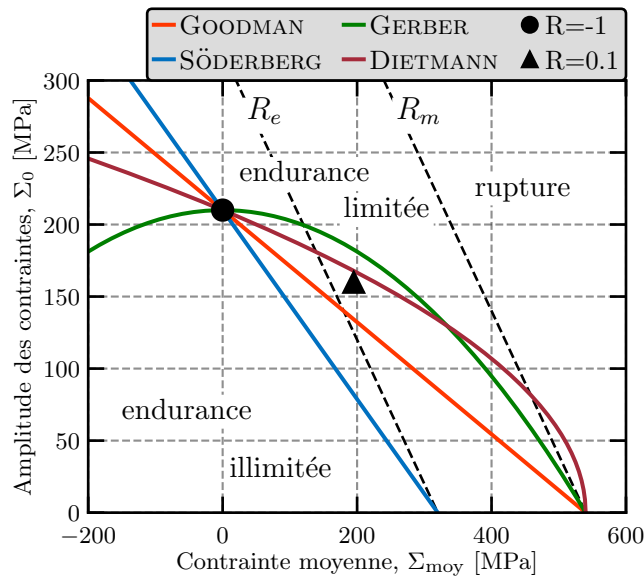


Figure 1.5 – Diagramme de HAIGH pour un acier HSLA320 tracé pour un nombre de cycles correspondant au domaine des grandes durées de vie

Comme ces essais sont longs et coûteux, plusieurs relations analytiques ont été proposées afin d’estimer au mieux ce diagramme (Tab.1.3). Ces relations analytiques sont écrites en fonction de la limite d’élasticité macroscopique R_e et de la limite à rupture R_m du matériau. Les représentations de ces relations définissent la frontière entre les domaines de l’endurance illimitée et de l’endurance limitée.

GOODMAN	$\frac{\Sigma_0}{\bar{\Sigma}_\infty} + \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m} = 1 \implies \Sigma_0 = \bar{\Sigma}_\infty \left(1 - \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m}\right)$
SÖDERBERG	$\frac{\Sigma_0}{\bar{\Sigma}_\infty} + \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_e} = 1 \implies \Sigma_0 = \bar{\Sigma}_\infty \left(1 - \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_e}\right)$
GERBER	$\frac{\Sigma_0}{\bar{\Sigma}_\infty} + \left(\frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m}\right)^2 = 1 \implies \Sigma_0 = \bar{\Sigma}_\infty \left(1 - \left(\frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m}\right)^2\right)$
DIETMANN	$\left(\frac{\Sigma_0}{\bar{\Sigma}_\infty}\right)^2 + \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m} = 1 \implies \Sigma_0 = \bar{\Sigma}_\infty \sqrt{1 - \frac{\Sigma_{\text{moy}}}{R_m}}$

Table 1.3 – Exemples de modèles permettant de décrire les diagrammes de HAIGH

1.1.2 Chargements multiaxiaux à amplitude constante

Les pièces en service subissent généralement des sollicitations multiaxiales, à amplitude constante ou variable. Lors de la conception d'une pièce mécanique, afin de limiter le nombre d'essais, le dimensionnement en fatigue est réalisé à l'aide de simulations numériques. Pour un chargement à amplitude variable, une des méthodes est de déterminer un nouveau chargement à amplitude constante représentatif en termes d'endommagement par fatigue [Sobczyk and Spencer, 1992]. Cela revient à une caractérisation en fatigue d'un chargement multiaxial à amplitude constante. Ainsi, la simulation numérique est généralement réalisée sur un seul cycle de chargement. Ensuite, un critère de fatigue multiaxiale est appliqué à ce chargement représentatif afin de déterminer si il y aura rupture ou non en fatigue de la pièce considérée.

Un grand nombre de critères de fatigue multiaxiale ont été développés suivant différentes approches. [Papadopoulos et al., 1997] et [Weber, 1999] en ont recensé un grand nombre d'entre eux. Ils peuvent être classés en trois grandes catégories :

- **Approche de type Globale** : ces critères font appel aux invariants du tenseur des contraintes et de son déviateur. Ces grandeurs permettent de représenter la sollicitation multiaxiale par un scalaire. Ainsi, elles donnent une vision globale du chargement. Le critère de [Crossland, 1956] peut être pris comme exemple. Il fait appel à la valeur maximale du premier invariant du tenseur des contraintes $I_{1m}(\underline{\underline{\Sigma}}(t))$ et au second invariant du tenseur déviateur de l'amplitude des contraintes $J_2(\underline{\underline{\Sigma}}_0)$, définis par

$$I_{1m}(\underline{\underline{\Sigma}}(t)) = \max_t \left\{ \text{Trace}(\underline{\underline{\Sigma}}(t)) \right\} \quad \text{et} \quad J_2(\underline{\underline{\Sigma}}_0) = \max_t \left\{ J_2(\underline{\underline{\Sigma}}(t) - \underline{\underline{\Sigma}}_{\text{moy}}) \right\} \quad (1.7)$$

avec $J_2(\underline{\underline{\bullet}}) = \sqrt{(3/2)\underline{\underline{\bullet}}^d : \underline{\underline{\bullet}}^d}$ et $\underline{\underline{\bullet}}^d = \underline{\underline{\bullet}} - (1/3)\text{Trace}(\underline{\underline{\bullet}})\underline{\underline{1}}$, $\underline{\underline{\bullet}}$ étant la matrice considérée. Le critère de CROSSLAND est alors défini par

$$\frac{J_2(\underline{\underline{\Sigma}}_0) + \alpha_c I_{1m}(\underline{\underline{\Sigma}}(t))}{\beta_c} \leq 1 \quad (1.8)$$

avec

$$\alpha_c = \frac{\tau_{\infty,-1}}{\Sigma_{\infty,-1}} - \frac{1}{\sqrt{3}} \quad \text{et} \quad \beta_c = \tau_{\infty,-1} \quad (1.9)$$

Pour calibrer ce critère, il est nécessaire de connaître la limite d'endurance moyenne du matériau, à rapport de charge $R = -1$, en traction $\Sigma_{\infty,-1}$ et en cisaillement $\tau_{\infty,-1}$. Il sera vu par la suite que cette limite en cisaillement n'est pas évidente à obtenir pour le cas des tôles minces en acier

- **Approche de type Plan Critique** : ces critères sont basés sur la recherche d'un plan de glissement, dit critique, suivant lequel il y aura amorçage de fissure. L'endommagement par fatigue est lié à l'action des contraintes connues en un point sur ce plan critique. Le critère de MATAKE [Matake, 1977, Matake and Imai, 1980] peut être pris comme exemple. Le plan critique est déterminé comme étant celui où l'amplitude de la contrainte de cisaillement τ_0 est maximale. Ce critère est alors défini par

$$\frac{\tau_0^{\max} + \alpha_M \sigma_{\max}}{\beta_M} \leq 1 \quad (1.10)$$

avec σ_{\max} la contrainte normale maximale au plan critique déterminé et

$$\alpha_M = \frac{2\tau_{\infty,-1}}{\sigma_{\infty,-1}} - 1 \quad \text{et} \quad \beta_M = \tau_{\infty,-1} . \quad (1.11)$$

La connaissance de la limite d'endurance en cisaillement est nécessaire

- **Approche de type Multi-Échelles** : ces critères font appel à des grandeurs macroscopiques pour décrire des phénomènes microscopiques. Le critère de [Dang Van, 1973] a été le premier critère de fatigue multiaxial utilisé dans l'industrie française. Une version légèrement modifiée, prise en exemple ici, a ensuite été proposée [Dang Van et al., 1989] dans le but de réduire les temps de calcul. Les deux principales hypothèses de ce critère sont qu'un seul système (ou plan) de glissement est actif dans un grain et qu'il y a amorçage de fissure si la contrainte de cisaillement est supérieure à la limite élastique en cisaillement du plan considéré. Afin de déterminer le système de glissement critique, c'est-à-dire où le cisaillement est maximal, le critère de TRESCA est appliqué aux valeurs principales de la partie alternée du tenseur déviatorique, notée $\underline{\underline{\Sigma}}_a^d(t)$, tel que

$$\max_t \left(\frac{\text{TRESCA}(\underline{\underline{\Sigma}}_a^d(t)) + (\alpha_{dv}/3)\text{Trace}(\underline{\underline{\Sigma}}(t))}{\beta_{dv}} \right) \leq 1 . \quad (1.12)$$

avec

$$\text{TRESCA}(\underline{\underline{\Sigma}}_a^d(t)) = \frac{1}{2} \max \left(|\underline{\underline{\Sigma}}_{a_I}^d(t) - \underline{\underline{\Sigma}}_{a_{II}}^d(t)|, |\underline{\underline{\Sigma}}_{a_I}^d(t) - \underline{\underline{\Sigma}}_{a_{III}}^d(t)|, |\underline{\underline{\Sigma}}_{a_{II}}^d(t) - \underline{\underline{\Sigma}}_{a_{III}}^d(t)| \right) \quad (1.13)$$

et

$$\underline{\underline{\Sigma}}_a^d(t) = \underline{\underline{\Sigma}}^d(t) - \underline{\underline{\Sigma}}_m^d \quad \text{et} \quad \alpha_{dv} = 3 \left(\frac{\tau_{\infty,-1}}{\Sigma_{\infty,-1}} - \frac{1}{2} \right) \quad \text{et} \quad \beta_{dv} = \tau_{\infty,-1} \quad (1.14)$$

avec $\underline{\underline{\Sigma}}_m^d$ le centre de la plus petite hypersphère circonscrite au trajet de chargement étudié (en considérant la norme de TRESCA). Les grandeurs $\underline{\underline{\Sigma}}_{a_I}^d(t)$, $\underline{\underline{\Sigma}}_{a_{II}}^d(t)$ et $\underline{\underline{\Sigma}}_{a_{III}}^d(t)$ représentent les valeurs propres du tenseur déviatorique des contraintes $\underline{\underline{\Sigma}}_a^d(t)$. Il est également nécessaire de connaître les limites d'endurance du matériau, à rapport de charge -1, en traction $\Sigma_{\infty,-1}$ et en cisaillement $\tau_{\infty,-1}$.

Pour identifier les paramètres permettant de calibrer les critères de fatigue multiaxiaux, il est généralement nécessaire de connaître les limites d'endurance moyenne du matériau pour des sollicitations de traction et de cisaillement. Dans le cas des tôles minces en acier, afin de calibrer un critère multiaxial, généralement deux campagnes de fatigue sous sollicitation de traction, pour deux rapports de charge différents, sont réalisées. Le critère de **CROSSLAND** est pris comme exemple (Fig.1.6). Il est possible d'observer que les deux points résultant des campagnes de fatigue sont proches. En prenant en compte la dispersion des résultats en fatigue, un intervalle de confiance du critère peut être identifié (droites en pointillés). Il devient alors difficile de calibrer précisément ce critère. En effet, pour aucun des deux trajets de chargement considérés (Fig.1.6(a) et (b)) il n'est possible d'affirmer si il y aura rupture ou non en fatigue.

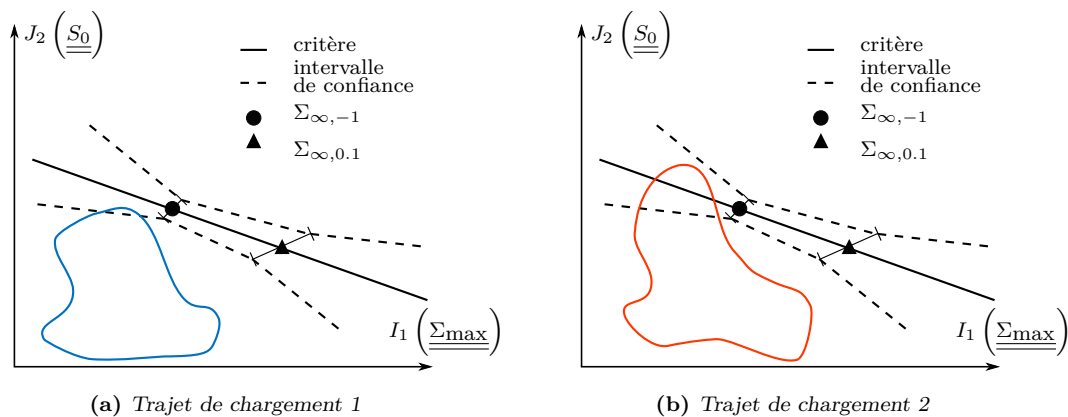


Figure 1.6 – Exemple du critère de **CROSSLAND** pour un chargement quelconque. Mise en évidence du manque de précision

Afin d'obtenir une meilleure précision des critères de fatigue multiaxiaux, il serait intéressant d'avoir un point sur l'axe des ordonnées. Cela revient à connaître la limite d'endurance sous chargement cyclique de cisaillement. Or, l'accès à cette grandeur est difficile dans le cas des tôles minces en acier. Le peu d'essais existant dans la littérature ne permet pas d'obtenir cette information. Ces essais ont principalement été développés pour étudier le comportement d'un matériau sous chargement quasi-statique de cisaillement [Yin et al., 2014]. Une solution existe pour réaliser des essais sous chargements cycliques. Elle consiste à utiliser une éprouvette roulée et soudée à partir d'une tôle pour obtenir un cylindre. Cependant, cette solution ne permet pas de caractériser en fatigue le matériau dans son état d'origine. L'opération de roulage induit des déformations plastiques et la procédure de soudage modifie le matériau et le rend hétérogène.

C'est pourquoi l'un des objectifs de ces travaux de thèse a été de développer un essai de fatigue sous sollicitation cyclique en cisaillement, permettant l'utilisation de mesures d'Auto-Échauffement (Chapitre 2).

1.1.3 Chargement uniaxial à amplitude variable

Lors d'une sollicitation uniaxiale à amplitude variable, il est important de connaître l'impact, en termes de fatigue, de chacune des amplitudes. Pour cela, une loi de cumul d'endommagement est utilisée, permettant d'estimer cet impact pour chaque cycle de chargement sur le matériau [Miner, 1945, Hashin and Rotem, 1978]. Ce type de loi représente l'apparition et la propagation de micro-fissures au sein de la matière. Un certain nombre de lois de cumul d'endommagement ont été développées [Fatemi and Yang, 1998]. [PALIN-LUC, 1996] en a

répertorié un grand nombre. Elles peuvent être classées en deux catégories en fonction du type de variable considéré : variable de potentiel de durée de vie, notée $1 - \tilde{D}$, ou variable d'endommagement au sens des mécanismes, notée D .

Ces lois de cumuls s'appliquent sur des cycles de chargement identifiés. Sous sollicitation d'amplitude variable quelconque, il est nécessaire d'identifier ces cycles. Pour cela, des méthodes de comptage sont utilisées, permettant de décomposer un signal réel en une somme de signaux à amplitudes constantes.

1.1.3.1 Loi de cumul d'endommagement

Approche en potentiel de durée de vie, $1 - \tilde{D}$

La première catégorie correspond à des approches empiriques. La notion de variable de potentiel de durée de vie traduit le fait qu'après une sollicitation d'un certain nombre de cycles, pour une amplitude supérieure à la limite d'endurance moyenne du matériau, le potentiel de durée de vie a diminué. La loi la plus connue, et utilisée en grande majorité, est la loi de [Miner, 1945]. Elle postule que la somme totale des travaux pouvant être absorbés par le matériau, noté U , correspond au travail nécessaire pour mener à sa rupture par fatigue, noté W . Cela implique qu'il n'y a ni adoucissement ni durcissement du matériau lors des sollicitations. Pour un chargement cyclique d'amplitude $\Sigma_{0,i}$ et de nombre cycles n_i appliqués, la part de durée de vie consommée, \tilde{D}_i , peut s'écrire comme étant le rapport entre le travail induit par ce chargement U_i et le travail maximal transmissible avant rupture par fatigue W . Cela peut également s'écrire comme étant le rapport du nombre de cycles appliqués n_i sur le nombre de cycles total à rupture $N_R(\Sigma_i)$ pour le chargement i considéré, tel que

$$\tilde{D}_i = \frac{U_i}{W} = \frac{n_i}{N_R(\Sigma_i)} . \quad (1.15)$$

La part de durée de vie consommée, \tilde{D}_i , est égale à 0 si il n'y a pas d'endommagement, et est égale à 1 si il y a rupture par fatigue. Si k blocs de chargement sont appliqués successivement au matériau, définis par $(\Sigma_{0,i}, n_i)$ respectivement l'amplitude et le nombre de cycles du bloc i avec $i \in \{1, \dots, k\}$, alors la variable représentant l'endommagement total, noté \tilde{D} , est égale à la somme des parts de durée de vie consommée lors de chaque bloc de chargement, noté \tilde{D}_i , tel que

$$\tilde{D} = \sum_{i=1}^k \tilde{D}_i = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_R(\Sigma_i)} . \quad (1.16)$$

Cette loi présente l'avantage d'être simple et facile d'utilisation, à condition de connaître le nombre de cycles à rupture N_{R_i} pour chacun des blocs de chargement. Elle est facilement transposable pour une configuration multiaxiale. Cependant, l'écriture de cette loi suppose que l'endommagement est linéaire en fonction du nombre de cycles [Todinov, 2001]. Or, ce n'est pas le cas expérimentalement. Des améliorations ont été proposées afin de rendre compte du caractère non linéaire [Marco and Starkey, 1954]. Un second inconvénient à cette loi est qu'elle ne rend pas compte des effets d'histoire. Pour illustrer ce propos, deux blocs de chargement sont considérés, représentés respectivement par (Σ_1, n_1) et (Σ_2, n_2) (Fig.1.7). Pour le cas $\Sigma_1 > \Sigma_2$ (Fig.1.7(a)) et pour le cas $\Sigma_1 < \Sigma_2$ (Fig.1.7(b)), le calcul de la loi de MINER (D_I pour le premier cas et D_{II} pour le second cas) donne le même résultat. L'ordre d'apparition des blocs de chargement n'a aucune influence sur le résultat. L'utilisation de cette méthode ne permet alors pas de rendre compte de l'histoire du chargement.

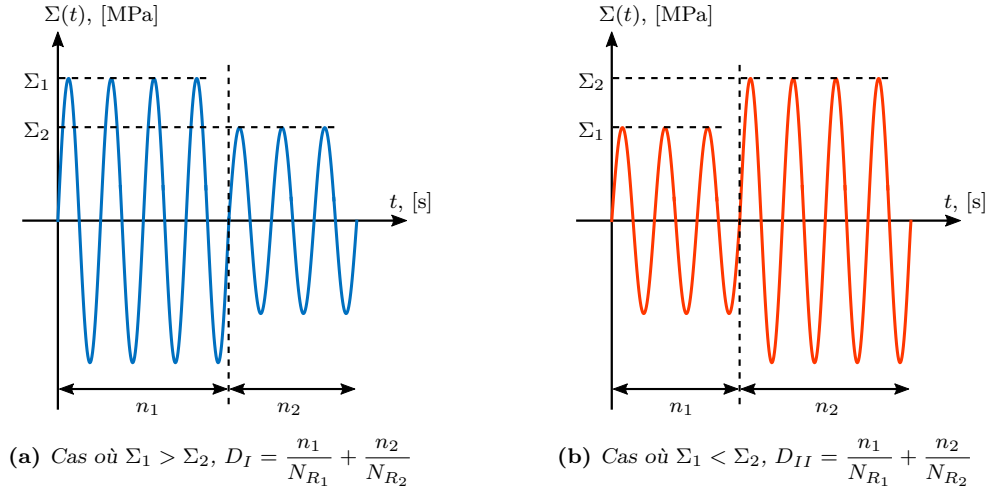


Figure 1.7 – Exemple d’un chargement à deux blocs pour le calcul de la loi de Miner pour deux configurations : $\Sigma_1 > \Sigma_2$ (a) et $\Sigma_1 < \Sigma_2$ (b)

Approche en variable d’endommagement, D

Contrairement à l’approche empirique, cette approche est basée sur une modélisation des phénomènes physiques. L’une des lois couramment utilisées est celle de [Lemaitre and Chaboche, 1978]. Elle fait appel à la notion de surface effective. Dans un élément de volume du matériau endommagé, l’aire S d’une surface considérée ne participe pas entièrement à sa résistance du fait de l’existence de micro-fissures. La surface permettant réellement la résistance est inférieure à l’aire initiale S . Elle est alors appelée surface effective, notée S_{eff} , et correspond à la surface initiale diminuée par la surface totale occupée par les micro-fissures, notée S_D , avec D la variable d’endommagement (Fig.1.8), telle que

$$S_{\text{eff}} = S - S_D = S(1 - D) \quad \Rightarrow \quad \Sigma_{\text{eff}} = \frac{\Sigma}{1 - D} \quad (1.17)$$

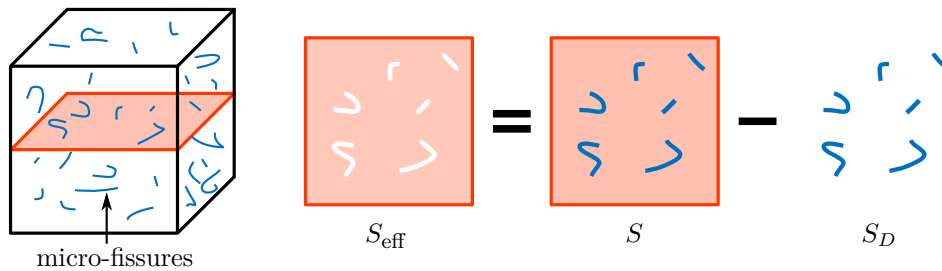


Figure 1.8 – Illustration de la notion de surface effective S_{eff} dans un élément de volume endommagé, où S représente la surface initiale et S_D la surface endommagée

La loi différentielle proposée par [Lemaitre and Chaboche, 1978] fait intervenir la contrainte maximale Σ_{max} , la contrainte moyenne Σ_{moy} , un paramètre matériau β et une relation traduisant l’effet de la contrainte moyenne $M(\Sigma_{\text{moy}})$

$$\partial D = D^{\alpha(\Sigma_{\text{max}}, \Sigma_{\text{moy}})} \left[\frac{\Sigma_{\text{max}} - \Sigma_{\text{moy}}}{M(\Sigma_{\text{moy}})} \right]^{\beta} \partial n \quad (1.18)$$

où n représente le nombre de cycles et

$$M(\Sigma_{\text{moy}}) = M_0(1 - b\Sigma_{\text{moy}}) \quad (1.19)$$

et $\alpha(\Sigma_{\text{max}}, \Sigma_{\text{moy}})$, une fonction permettant de prendre en compte la non-linéarité du cumul d'endommagement, définie par

$$\alpha(\Sigma_{\text{max}}, \Sigma_{\text{moy}}) = 1 - a \left\langle \frac{\Sigma_{\text{max}} - \Sigma_{\infty}(\sigma_{\text{moy}})}{R_m - \Sigma_{\text{max}}} \right\rangle \quad (1.20)$$

où

- la fonction $\langle \bullet \rangle$ est la part positive de \bullet ;
- $\Sigma_{\infty}(\Sigma_{\text{moy}})$ est la limite d'endurance (en contrainte maximale) donnée par la relation : $\Sigma_{\infty}(\Sigma_{\text{moy}}) = \Sigma_{\infty, -1} + \Sigma_{\text{moy}}(1 - b\Sigma_{\infty, -1})$;
- $\Sigma_{\infty, -1}$ est la limite d'endurance moyenne du matériau pour une contrainte moyenne nulle ($R = -1$) ;
- R_m est la limite à rupture du matériau ;
- a est une constante

L'intégration de cette équation différentielle donne l'évolution de l'endommagement sous chargement cyclique à amplitude et contrainte moyenne constantes

$$D = \left(\frac{n}{N_R} \right)^{1/(1-\alpha)} \quad (1.21)$$

et l'évolution de la courbe S-N

$$N_R = \frac{1}{a M_0^{-\beta}} \frac{\langle R_m - \Sigma_{\text{moy}} \rangle}{\left\langle \frac{\Delta\Sigma}{2} - \Sigma_{\infty, -1} (1 - b\Sigma_{\text{moy}}) \right\rangle} \left(\frac{\Delta\Sigma/2}{1 - b'\Sigma_{\text{moy}}} \right)^{-\beta} \quad (1.22)$$

avec $\Delta\Sigma/2 = \Sigma_{\text{max}} - \Sigma_{\text{moy}}$. Les paramètres β et $aM_0^{-\beta}$ s'identifient sur une courbe S-N avec une contrainte moyenne nulle. L'identification du paramètre b s'effectue à partir d'une courbe de S-N également à contrainte moyenne nulle, mais engendrant un état de contrainte multiaxiale, et d'une limite d'endurance sous chargement uniaxial avec contrainte moyenne non nulle. Enfin, le paramètre b' est déterminé à partir d'une autre courbe S-N avec une contrainte moyenne non nulle.

Pour le cas d'un chargement à amplitude variable, l'endommagement total, D_{tot} , est égal à la somme des endommagements induits par les blocs, D_i avec $i \in \{1, \dots, n_{\text{bloc}}\}$ et n_{bloc} le nombre de blocs, tel que

$$D_{\text{tot}} = \sum_{i=1}^{n_{\text{bloc}}} D_i = \sum_{i=1}^{n_{\text{bloc}}} \left(\frac{n_i}{N_R(\Sigma_i)} \right)^{1/(1-\alpha_i)} \quad (1.23)$$

où n_i représente le nombre cycles du bloc de chargement i .

Cette loi est intéressante pour ses possibilités. De plus, elle rend en compte de l'effet de la contrainte moyenne et du caractère non linéaire de l'évolution de l'endommagement. Cependant, l'identification des paramètres nécessite quatre courbes S-N. La première est obtenue sous chargement uniaxial à contrainte moyenne nulle. La seconde courbe est obtenue dans des conditions similaire à la seule différence que la sollicitation doit engendrer un état de contrainte multiaxial. Les deux dernières courbes sont obtenues sous chargement uniaxial à contrainte moyenne non nulle.

1.1.3.2 Méthode de comptage de cycles

Quelle que soit la loi de cumul d'endommagement utilisée, elle est applicable à des chargements cycliques à amplitude constante. Pour prendre en compte le caractère variable de l'amplitude, il suffit de considérer le chargement comme une succession de blocs de chargement composés de n_i cycles à amplitude constante $\Sigma_{0,i}$ (où i représente l'indice du bloc considéré). L'objectif d'une méthode de comptage de cycles est d'identifier ces blocs de chargement, c'est-à-dire identifier et compter les cycles de même amplitude, à partir d'un chargement réel [Downing and Socie, 1982, Khosrovaneh and Dowling, 1990, Schluter and Sutherland, 1991, Amzallag et al., 1994, Tashkinov, 1998, McInnes and Meehan, 2008]. Cela donne un nouveau chargement par blocs, représentatif en termes d'endommagement du chargement réel [Palin-Luc et al., 2006]. Cependant, la notion d'ordre d'apparition des blocs, donc la notion d'histoire, est perdue.

La méthode de comptage la plus répandue, faisant référence à la norme [NF-A03-406, 1993], est la méthode RAINFLOW. Son nom vient de l'observation de l'écoulement de l'eau sur le toit des pagodes japonaise. Pour illustrer cette méthode, un chargement quelconque est considéré (représenté seulement par ses extrémaux) (Fig.1.9(a)). Pour commencer, la procédure d'identification et d'extraction des cycles fait appel aux quatre premiers sommets, nommés respectivement S_1 , S_2 , S_3 et S_4 . Si les valeurs des deux sommets du milieu S_2 et S_3 sont comprises dans l'intervalle défini par les valeurs des sommets S_1 et S_4 , alors le cycle $S_2S_3S_2'$ est extrait et les points S_1 et S_4 sont reliés (Fig.1.9(b)). Ensuite, le premier sommet considéré S_1 reste identique et les trois autres points S_2 , S_3 et S_4 sont associés aux sommets suivants du signal (Fig.1.9(c)). Cependant, si la condition d'extraction n'est pas respectée, alors les points considérés sont tous décalés vers la droite (S_1 devient S_2 , etc ...). Ceci est répété tout au long du signal. À la fin de la procédure, le signal résultant est appelé résidu (Fig.1.9(d)). En l'état, aucun autre cycle ne peut être extrait par la procédure sur le résidu. Pour pouvoir le traiter, le résidu est dupliqué (Fig.1.9(e)) en portant une attention particulière au raccordement des signaux, présenté dans la norme [NF-A03-406, 1993]. Ensuite, la procédure d'extraction est appliquée à ce nouveau signal. À la fin de la deuxième procédure d'extraction, le nouveau résidu obtenu doit être identique au premier résidu et des cycles supplémentaires ont été extraits. Le plus grand cycle extrait est issu du traitement du résidu. Les cycles extraits définissent alors le chargement par blocs, représentatif en termes d'endommagement du signal initial (Fig.1.9(f)). Dans l'exemple considéré, 6 cycles ont été extraits. L'endommagement total induit par le chargement initial est déterminé à partir d'une loi de cumul d'endommagement appliquée sur les cycles extraits.

La caractérisation en fatigue est très coûteuse en temps pour obtenir les courbes S-N. Ce coût est d'autant plus grand pour caractériser tous les effets d'histoire de chargement, comme par exemple étudier l'influence d'un pré-chargeement cyclique sur ses propriétés en fatigue. L'idée est donc d'utiliser une méthode de caractérisation dite rapide, comme les mesures d'Auto-Échauffement présentée dans la partie suivante. La principale question est de savoir si cette méthode rend compte des effets d'histoire, et donc de savoir si elle est utilisable pour l'étude de ces effets. C'est l'objectif du Chapitre 3.

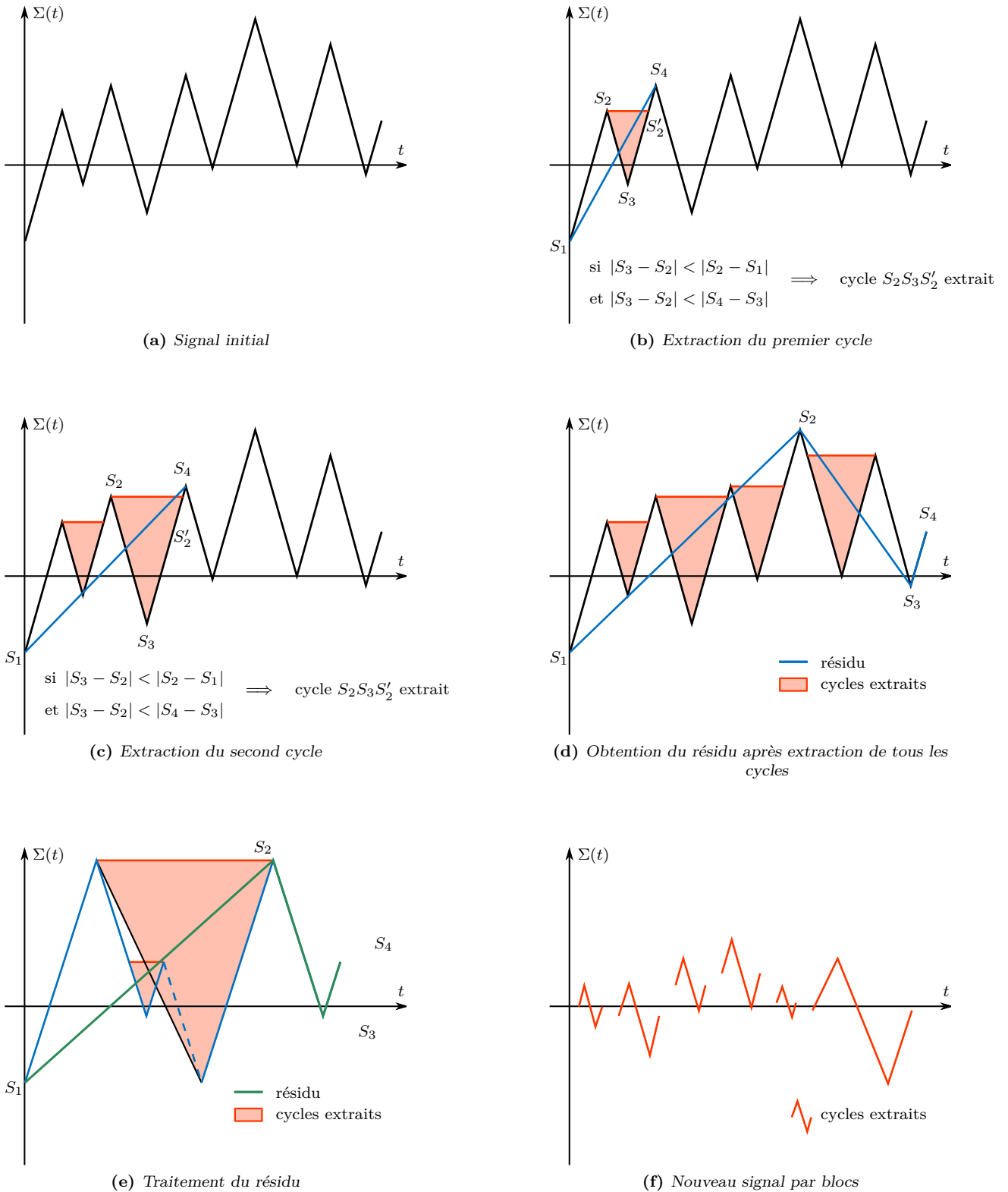


Figure 1.9 – Principe de la méthode de comptage RAINFLOW sur un chargement quelconque

1.2 Principe des mesures d'Auto-Échauffement

La méthode rapide de caractérisation en fatigue à grand nombre de cycles appelée Auto-Échauffement est présentée dans cette partie. L'idée de développer une méthode de caractérisation en fatigue dite rapide en utilisant des mesures thermiques est apparue au début du XX^e siècle [Stromeyer, 1914] (Fig.1.10). Cette idée a ensuite été un peu oubliée jusqu'à la fin du XX^e siècle où quelques équipes de recherche [Luong, 1992, Galtier, 1993, Mabru and Chrysochoos, 2001] ont développé des essais permettant d'estimer la limite d'endurance moyenne d'un matériau sous sollicitations cycliques à partir de mesures thermiques. C'est le début du développement des mesures d'Auto-Échauffement. Ensuite, un modèle a été proposé [Chrysochoos et al., 2000, Doudard, 2004, Poncelet, 2007, Charkaluk et al., 2009, Munier, 2012] basé sur une approche probabiliste et sur des observations expérimentales à différentes échelles, permettant de relier les évolutions de température mesurées aux propriétés en fatigue du matériau étudié.

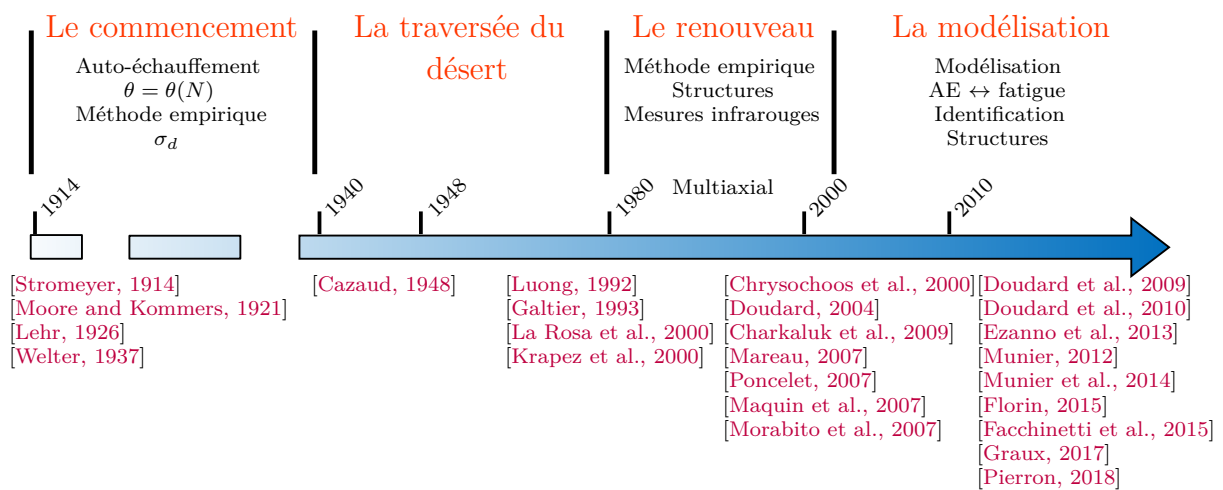


Figure 1.10 – Historique sur le développement des essais d'Auto-Échauffement [Munier, 2012]

Tout d'abord, le protocole expérimental utilisé pour un essai d'Auto-Échauffement, ainsi que les courbes résultantes, sont présentés. Ensuite, l'équation de la chaleur permettant de relier les mesures thermiques au terme source, ainsi que les hypothèses faites lors d'un essai d'Auto-Échauffement sont décrites. La méthode est présentée dans le cadre des matériaux métalliques pour lesquels la microplasticité est considérée comme le mécanisme de ruine. La présentation s'appuie sur les résultats obtenus sur un acier HSLA320.

Dans un second temps, le modèle probabiliste à deux échelles associé, permettant de relier le terme source et les propriétés en fatigue est présenté. Enfin, une comparaison entre les résultats issus d'une campagne de fatigue classique et ceux issus de la méthode d'Auto-Échauffement est réalisée.

1.2.1 Protocole expérimental

Le principe des mesures d'Auto-Échauffement est d'appliquer une succession de paliers de chargement cyclique sur une éprouvette à section constante (ici rectangulaire Fig.1.11). Chaque palier est suivi d'une phase de refroidissement pour revenir dans un état d'équilibre thermique. Tout au long d'un essai d'Auto-Échauffement, le nombre de cycles N_{cycles} , la fréquence de sollicitation f_r , la fréquence d'acquisition f_a et le rapport de charge R pour chacun des paliers sont identiques (Tab.1.4). Pendant un palier d'Auto-Échauffement, repéré

1.2. Principe des mesures d'Auto-Échauffement

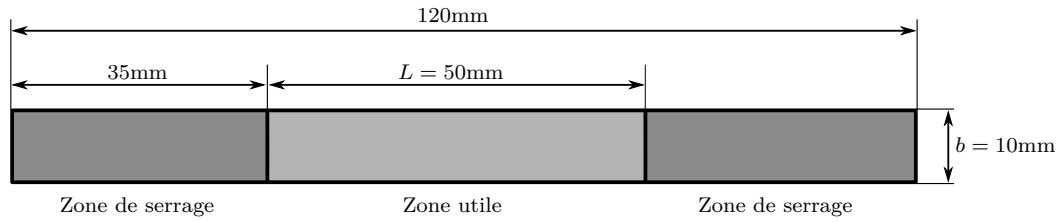


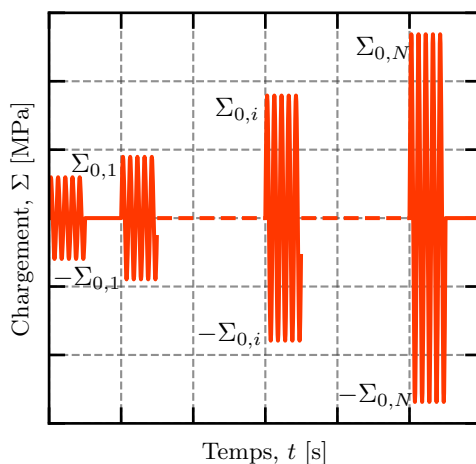
Figure 1.11 – Éprouvette barreau à section constante rectangulaire, d'épaisseur 2mm, utilisée pour les essais d'Auto-Échauffement

N_{cycles} [-]	f_r [Hz]	f_a [Hz]	R [-]	Σ_0 [MPa]
6000	20	1	-1	100 à 250

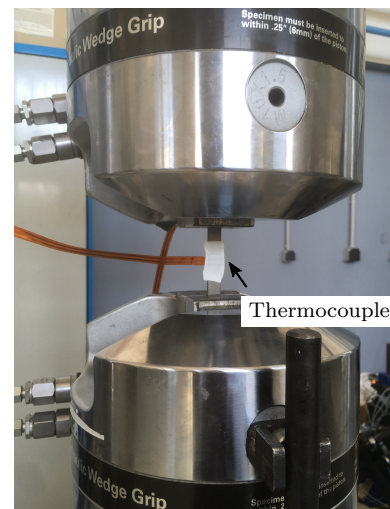
Table 1.4 – Paramètres expérimentaux utilisés pour chaque palier de chargement

par un indice i , l'amplitude du chargement $\Sigma_{0,i}$ est constante. La valeur de l'amplitude augmente pour chaque palier : $\Sigma_{0,1} < \Sigma_{0,2} < \dots < \Sigma_{0,i} < \dots < \Sigma_{0,N_{\text{paliers}}}$, avec N_{paliers} le nombre total de paliers (Fig.1.12(a)). Pour illustrer le principe des mesures d'Auto-Échauffement, les résultats présentés sont issus d'un essai sur un acier HSLA320, laminé à chaud, d'épaisseur 2mm.

Une approche thermique 0D est adoptée, c'est-à-dire que la température est considérée homogène représentant la moyenne dans le volume. Donc seule la connaissance de l'évolution de la température en un point, pris au centre de la zone utile, est suffisante. Pour cela, un thermocouple de type T (Fig.1.12(b)) est utilisé. La précision est inférieure à 0.1K et le temps de réponse associé est de l'ordre de la seconde, ce qui implique une fréquence d'acquisition f_a fixée à 1Hz. Étant donné que la fréquence de sollicitation est de 20Hz, alors le signal mesuré par le thermocouple représente l'évolution de la température moyennée sur 20 cycles de sollicitation. L'évolution de la température mesurée au centre de l'éprouvette,

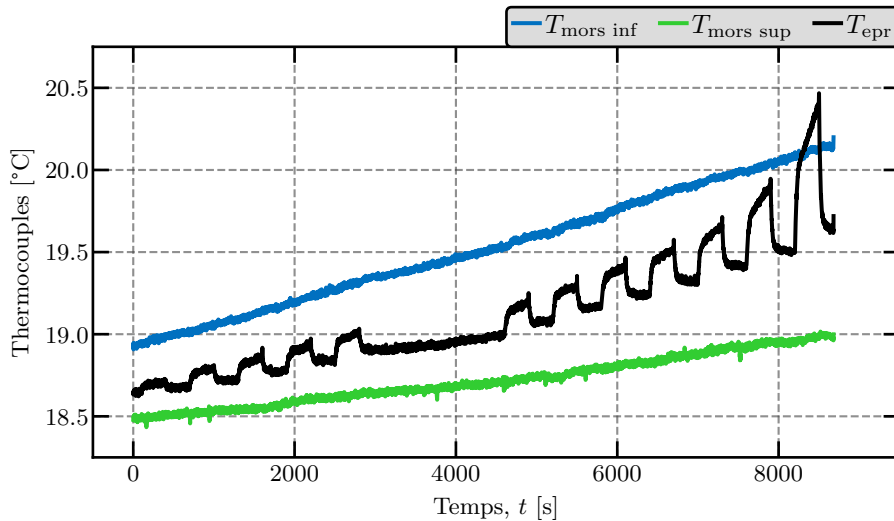


(a) Paliers de chargement



(b) Montage d'essai

Figure 1.12 – Représentation des paliers de chargement et illustration d'une éprouvette montée dans la machine hydraulique



(a) Mesures thermocouples

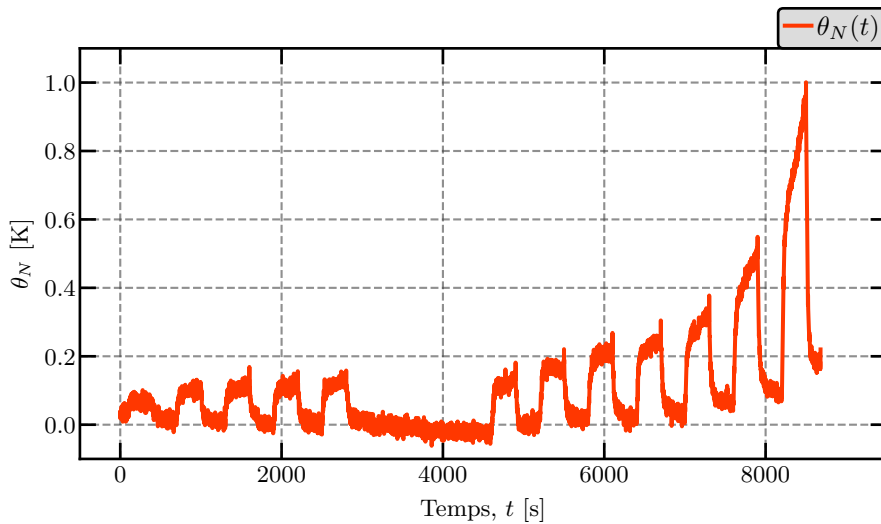
(b) Évolution de la température considérée $\theta(t)$

Figure 1.13 – Évolutions des températures mesurées dans la zone d'étude par les thermocouples au cours d'un essai d'Auto-Échauffement (une moyenne glissante est appliquée aux signaux afin de faciliter la visualisation, mais les calculs sont réalisés sur les signaux bruts).

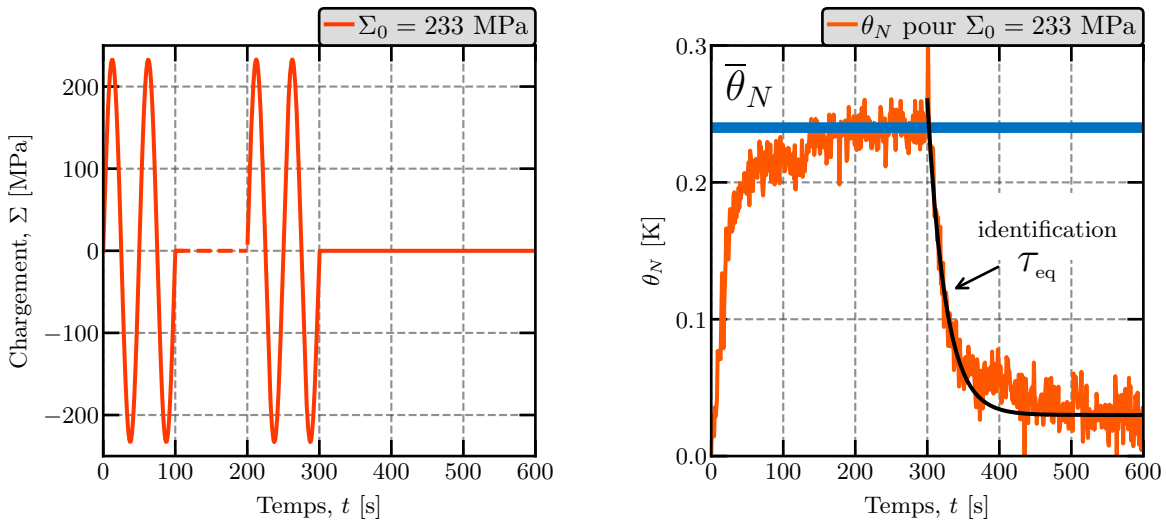
T_{epr} , représente en réalité l'évolution cyclique de la température, notée $T_{N,\text{epr}}$, compte tenue du moyen de mesure utilisé (Fig.1.13(a) courbe noire).

Afin de déterminer l'évolution de la température sous chargement cyclique, il est important de prendre en compte les échanges thermiques avec les mors hydrauliques et l'air ambiant. En effet, le mors inférieur de la machine est directement en contact avec le vérin hydraulique qui est lui-même en contact avec l'huile. La température du vérin et de l'huile évoluent au cours des chargements cycliques. Cette évolution conduit à faire varier la température du mors inférieur tout au long de l'essai. Le mors supérieur, quant à lui, est en contact avec la traverse de la machine, qui ne subit que la variation de la température de l'air ambiant. Il faut tout de même noter que la température du mors supérieur peut légèrement évoluer due à la variation de la température du mors inférieur de par le contact avec l'éprouvette. Cependant, la chaleur transmise du mors inférieur au mors supérieur via l'éprouvette est faible. Deux thermocouples supplémentaires sont alors utilisés pour mesurer

les évolutions des températures de chacun des mors hydrauliques. Les variables associées sont notées respectivement $T_{N,mors\ sup}$ et $T_{N,mors\ inf}$ (Fig.1.13(a) respectivement courbes verte et bleue). Les mesures des températures de ces trois thermocouples permettent de déterminer l'évolution cyclique de la température de l'éprouvette (Fig.1.13(b)), telle que

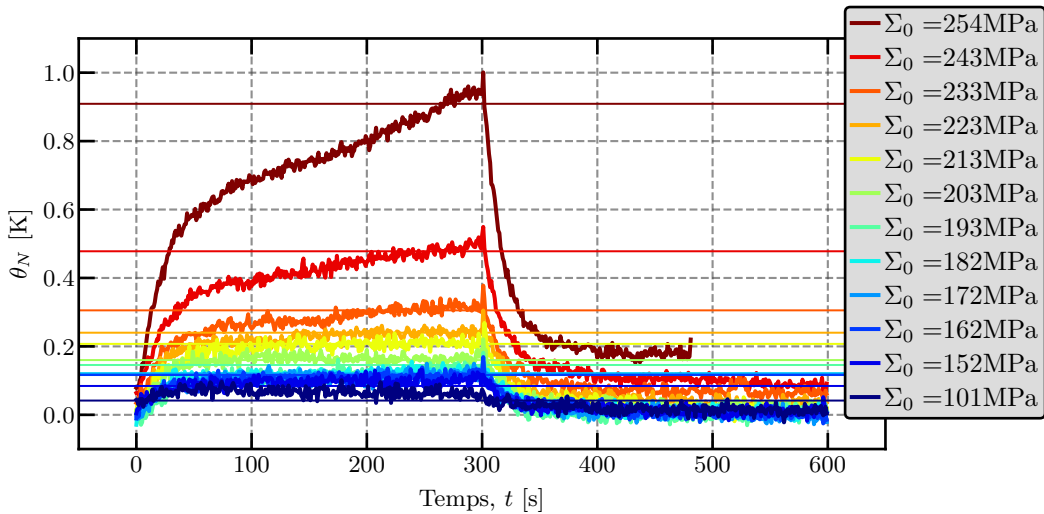
$$\theta_N = T_{N,repr} - \frac{T_{N,mors\ sup} + T_{N,mors\ inf}}{2} . \quad (1.24)$$

Pour chaque palier d'Auto-Échauffement, pendant la sollicitation (Fig.1.14(a)), l'évolution de la température θ_N suit une loi exponentielle saturante (Fig.1.14(c)). Cette valeur à saturation est considérée pour chacun des paliers, appelée $\bar{\theta}_N$ (Fig.1.14(b)), afin de construire la courbe finale, appelée courbe d'Auto-Échauffement (Fig.1.15). Le temps caractéristique τ_{eq} est identifié sur les derniers paliers (plus fortes élévations de température) pendant la phase de refroidissement (Fig.1.14(b)). Le dernier palier d'Auto-Échauffement considéré, définissant alors le critère d'arrêt de l'essai, correspond au palier pour lequel la température n'atteint plus une saturation à la fin du chargement cyclique.



(a) Signal du chargement pour $\Sigma_0 = 233$ MPa

(b) Détermination de la valeur stabilisée $\bar{\theta}_N$



(c) Représentation de tous les paliers d'Auto-Échauffement

Figure 1.14 – Détermination des valeurs stabilisées $\bar{\theta}_N$ pour chacun des paliers dans le but de construire la courbe d'Auto-Échauffement

La courbe d'Auto-Échauffement ainsi obtenue peut être représentée dans une échelle linéaire ou logarithmique (Fig.1.15). Dans l'échelle logarithmique, deux régimes distincts sont directement observables. Cette échelle sera généralement utilisée dans la suite pour rendre l'analyse par lecture graphique des courbes d'Auto-Échauffement plus facile.

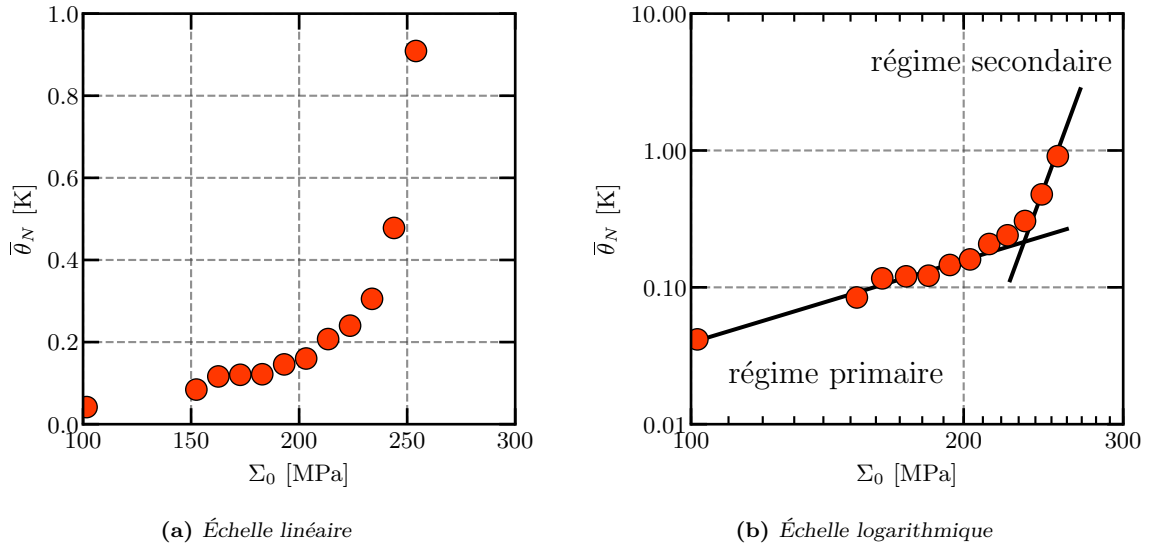


Figure 1.15 – Courbe d'Auto-Échauffement obtenue pour un acier HSLA320

Tout ce qui va être présenté par la suite rentre dans le cadre spécifique des aciers. C'est-à-dire que les évolutions des températures θ_N auront toujours une forme d'exponentielle saturante pour chaque palier de chargement et les courbes d'Auto-Échauffement présenteront toujours deux régimes, appelés respectivement régime primaire et secondaire. Les deux prochaines parties présentent d'une part la relation entre ces mesures d'Auto-Échauffement et les propriétés intrinsèques du matériau et, d'autre part, le modèle permettant de représenter ces mesures thermiques et de relier les propriétés intrinsèques aux propriétés en fatigue du matériau.

1.2.2 Équation de la chaleur

L'interprétation des mesures d'Auto-Échauffement obtenues est basée sur le principe de la thermodynamique des processus irréversibles. L'état thermodynamique d'un point M dans un matériau à un instant t est défini par un certain nombre de variables, appelées variables d'état, ne dépendant que du point considéré. L'évolution thermodynamique de ce point est considérée comme étant une succession d'états d'équilibre. Les variables d'état sont des variables observables ou internes. Les variables observables considérées sont la température T et le tenseur des déformations ϵ , qui peut être décomposé en un tenseur des déformations élastiques ϵ^e et plastiques ϵ^p (décomposition classiquement adoptée dans le cadre de l'élasto-plasticité ou de la viscoplasticité, cadre dans lequel se positionne cette étude). Les variables internes, au nombre de n notées V_k avec $k \in \{1, \dots, n\}$, permettent de compléter la définition de l'état thermodynamique. Dans tous les cas, la conservation de l'énergie (ou premier principe de la thermodynamique) et l'inégalité de Clausius-Duhem (ou second principe) doivent être respectées.

L'équation de la chaleur, telle que

$$\rho c \dot{T} + \text{div}(\vec{q}) = \Delta + r + \rho T \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \epsilon^e \partial T} : \dot{\epsilon}^e + \sum_{k=1}^n \rho T \frac{\partial^2 \Psi}{\partial V_k \partial T} : \dot{V}_k \quad (1.25)$$

découle de la forme locale du premier principe de la thermodynamique (conservation de l'énergie) en utilisant l'énergie libre d'Helmoltz $\Psi = e - Ts$, où e représente l'énergie interne spécifique du système thermodynamique et s son entropie [Germain et al., 1983].

L'équation de la chaleur ainsi définie fait intervenir :

- la masse volumique du matériau ρ ;
- la chaleur spécifique c ;
- les échanges de chaleur par conduction $\text{div}(\vec{q})$;
- la dissipation intrinsèque Δ ;
- le rayonnement thermique r ;
- le couplage thermo-élastique $C_{\text{the}} = \rho T \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \epsilon^e \partial T} : \dot{\epsilon}^e$;
- un terme de couplage avec les variables internes $C_{\text{vi}} = \sum_{k=1}^n \rho T \frac{\partial^2 \Psi}{\partial V_k \partial T} : \dot{V}_k$.

La production de chaleur interne dans le matériau, appelée terme source et notée $S_t(V, t)$ définie par

$$S_t(V, t) = \frac{\Delta + r + C_{\text{the}} + C_{\text{vi}}}{\rho c} \quad (1.26)$$

représente la contribution de la dissipation intrinsèque, du rayonnement et des termes de couplages [Chrysochoos et al., 2000]. L'équation de la chaleur permet donc de relier l'évolution de la chaleur, \dot{T} , aux pertes par conduction, $\text{div}(\vec{q})$, et au terme source, S_t , par la relation

$$\rho c \dot{T} + \text{div}(\vec{q}) = \rho c S_t(V, t) . \quad (1.27)$$

Dans le cadre d'un essai d'Auto-Échauffement, quelques hypothèses simplificatrices peuvent être faites [Boulangier et al., 2004, Doudard et al., 2005, Munier, 2012] :

- la chaleur spécifique est indépendante de la température ;
- la convection interne est négligeable : $\frac{dT}{dt} = \frac{\partial T}{\partial t}$;
- le rayonnement est constant dans le temps (nécessite de bien maîtriser les conditions d'essais) ;
- pour les matériaux métalliques, le terme de couplage avec les variables internes est négligeable devant les autres termes : $C_{\text{vi}} = 0$.

L'équation de la chaleur décrit l'évolution de la température dans le volume considéré. Pour résoudre cette équation, il est alors nécessaire de connaître l'évolution thermique dans le volume. Or, avec les moyens de mesure existants, il est difficile d'obtenir le champ de température dans les trois dimensions. Au mieux, une caméra infra-rouge peut être utilisée donnant une cartographie thermique de la surface observée. La dernière hypothèse à faire est de choisir une approche adéquate à l'analyse thermique considérée. Cette approche peut être 2D, 1D ou 0D (Fig.1.16) :

- Approche 2D : suivant une des trois directions, seule la valeur moyenne de la température est prise en compte, généralement suivant la dimension la plus faible (comme l'épaisseur). Cela revient à faire la moyenne linéique de la température suivant cette

- direction. La température dépend du temps et évolue suivant deux directions : $T = T(x, y, t)$;
- Approche 1D : suivant deux des trois directions, seule la valeur moyenne de la température est prise en compte, généralement suivant les deux dimensions les plus faibles (comme l'épaisseur et la largeur). La température est moyennée suivant ces deux directions. Elle dépend du temps et évolue suivant une direction : $T = T(x, t)$;
 - Approche 0D : suivant toutes les directions, seule la valeur moyenne de la température est prise en compte. La température est alors considérée homogène, représentant la moyenne dans le volume. Elle dépend seulement du temps : $T = T(t)$.

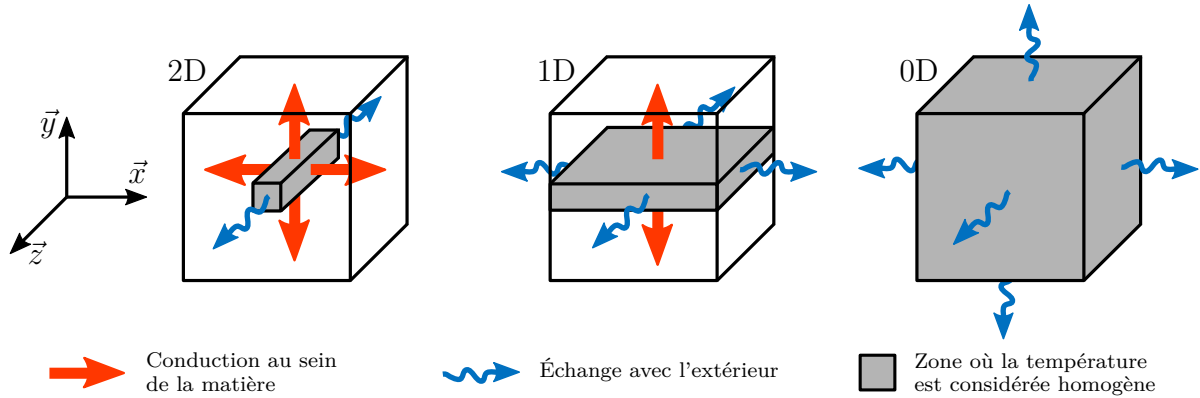


Figure 1.16 – Représentation des approches thermiques considérées : 2D, 1D ou 0D [Munier, 2012]

Dans cette étude, le type d'éprouvettes utilisé (Fig.1.11) est à section constante, ce qui implique que le champ de contrainte est homogène. L'épaisseur est suffisamment faible pour considérer que la température est homogène dans le volume. Donc une approche 0D est suffisante pour analyser l'évolution de la température. Les approches 2D et 1D sont détaillées dans les travaux de [Munier, 2012]. Seule l'approche 0D est utilisée dans cette étude.

Lors de l'analyse thermique, la température est donc considérée homogène dans le volume de la zone utile de l'éprouvette, ce qui peut ne pas être réellement le cas. Ce volume est défini par $V = e.b.L$ (où e représente l'épaisseur, b la largeur et L la longueur de l'éprouvette). Cela revient à moyenniser l'équation de la chaleur sur le volume V , tel que

$$\frac{\rho c}{V} \iiint_V \dot{T}(V, t) dV + \frac{1}{V} \iiint_V \operatorname{div}(\vec{q})(V, t) dV = \frac{\rho c}{V} \iiint_V S_t(V, t) dV . \quad (1.28)$$

Les pertes se produisent aux contacts avec les mors de la machine hydraulique et avec l'air ambiant sur les surfaces libres. Ces conditions limites sont considérées de troisième espèce (appelées aussi conditions de Fourier). Elles sont déterminées grâce au théorème de la divergence

$$\frac{1}{V} \iiint_V \operatorname{div}(\vec{q})(V, t) dV = \frac{1}{V} \iint_{\delta V} \vec{q} \cdot \vec{n} dS = \frac{1}{V} \iint_{\delta V} (h \theta^{0D}(t)) dS \quad (1.29)$$

où δV représente la frontière du domaine de volume V , \vec{n} la normale de la surface considérée et $\vec{q} = h \theta^{0D} \vec{n}$. La grandeur θ^{0D} représente l'élévation de température moyenne dans le volume, définie par : $\theta^{0D} = \frac{1}{V} \iiint_V (T - T_0) dV$ où T_0 représente la température de référence. Deux coefficients d'échange thermique sont introduits, représentant respectivement les échanges avec les mors, h_{mors} , tel que

$$\frac{1}{V} \iint_{\delta V_m} (h_{\text{mors}} \theta^{0D}) dS = \left(\frac{2 h_{\text{mors}}}{L} \right) \theta^{0D}(t) , \quad (1.30)$$

et les échanges avec l'air ambiant, h_{air} , tel que

$$\frac{1}{V} \iint_{\delta V_a} (h_{\text{air}} \theta^{0D}) dS = \left(\frac{2 h_{\text{air}}(e + b)}{e.b} \right) \theta^{0D}(t) \quad (1.31)$$

avec $\delta V_m + \delta V_a = \delta V$.

La valeur moyenne du terme source dans le volume avec une approche 0D, en prenant en compte les hypothèses associées, est calculée par

$$S_t^{0D}(t) = \frac{1}{V} \iiint_V S_t(V, t) dV = \frac{\Delta^{0D} + r^{0D} + C_{\text{the}}^{0D}}{\rho c}. \quad (1.32)$$

Ainsi, l'équation de la chaleur (Eq.1.28) peut se mettre sous la forme

$$\dot{\theta}^{0D}(t) + \left[\frac{2}{\rho c} \left(\frac{h_{\text{mors}}}{L} + \frac{h_{\text{air}}(e + b)}{e.b} \right) \right] \theta^{0D}(t) = S_t^{0D}(t) \quad (1.33)$$

ou encore

$$\dot{\theta}^{0D}(t) + \frac{\theta^{0D}(t)}{\tau_{\text{eq}}^{0D}} = S_t^{0D}(t) \quad (1.34)$$

en posant τ_{eq} , le temps équivalent découlant des conditions limites, tel que

$$\tau_{\text{eq}}^{0D} = \left[\frac{2}{\rho c} \left(\frac{h_{\text{mors}}}{L} + \frac{h_{\text{air}}(e + b)}{e.b} \right) \right]^{-1}. \quad (1.35)$$

Pour une raison de simplification d'écriture, et comme seulement une approche 0D est utilisée, les variables considérées seront notées tout au long de cette étude :

$$\theta(t) = \theta^{0D}(t) \quad ; \quad S_t(t) = S_t^{0D}(t) \quad ; \quad \tau_{\text{eq}} = \tau_{\text{eq}}^{0D} \quad ; \quad \Delta = \Delta^{0D} \quad ; \quad C_{\text{the}} = C_{\text{the}}^{0D}$$

La courbe d'Auto-Échauffement donne l'évolution de la température stabilisée en fonction de l'amplitude des contraintes. L'équation de la chaleur relie cette évolution de la température au terme source associé. Ce terme source dépend de la dissipation intrinsèque du matériau Δ et du couplage thermo-élastique C_{the} . Le terme représentant le couplage thermo-élastique C_{the} est défini en fonction du temps [Boulangier et al., 2004] et, de par sa définition, sa moyenne est nulle sur un cycle. Étant donné que le temps de réponse des thermocouples est de l'ordre de la seconde, il est impossible de mesurer la contribution de ce couplage.

L'évolution cyclique du terme source, notée S_{tN} , s'écrit comme étant la moyenne sur un cycle du terme S_t , multiplié par la fréquence de sollicitation f_r

$$S_{tN} = f_r \int_{\text{cycle}} S_t dt = f_r \int_{\text{cycle}} \frac{\Delta}{\rho c} dt + f_r \int_{\text{cycle}} \frac{C_{\text{the}}}{\rho c} dt = f_r \frac{\Delta_N}{\rho c}. \quad (1.36)$$

Comme le chargement cyclique est à amplitude constante, il est supposé que le terme source, ainsi que la dissipation intrinsèque, n'évoluent pas en fonction du nombre de cycles. Le calcul de l'évolution de ces grandeurs sur un cycle est égal à la valeur moyenne sur tout le chargement, ce qui implique que $S_{tN} = \overline{S_t}$ et $\Delta_N = \overline{\Delta}$.

L'équation de la chaleur, permettant de décrire l'évolution cyclique de la température, s'écrit alors en fonction de la valeur moyenne de la dissipation intrinsèque cyclique du matériau, où aussi appelé énergie dissipée totale, $\overline{\Delta} = E_d$, telle que

$$\dot{\theta}_N + \frac{\theta_N}{\tau_{\text{eq}}} = \overline{S}_t \quad \Rightarrow \quad t \rightarrow +\infty, \quad \overline{\theta}_N = \tau_{\text{eq}} \overline{S}_t = \tau_{\text{eq}} \frac{f_r \overline{\Delta}}{\rho c}. \quad (1.37)$$

Il existe alors un lien direct entre les mesures thermique θ_N et l'énergie dissipée totale du matériau $\overline{\Delta}$.

1.3 Le modèle probabiliste à deux échelles

La courbe d'Auto-Échauffement, avec les hypothèses associées, donne directement l'évolution de la dissipation intrinsèque du matériau en fonction de l'amplitude des contraintes macroscopiques. Afin de relier cette évolution de dissipation aux propriétés en fatigue du matériau, et de décrire les courbes d'Auto-Échauffement, un modèle probabiliste à deux échelles a été mis en place. La principale hypothèse de ce modèle est de considérer que la dissipation intrinsèque est liée à des mécanismes de microplasticité. L'évolution du deuxième régime présent sur les courbes d'Auto-Échauffement a d'abord été étudiée [Doudard, 2004]. Puis une amélioration a été proposée, permettant de décrire le premier régime [Munier, 2012]. Comme il s'agit d'un modèle à deux échelles, les variables Σ et \mathbb{E} représentent respectivement les tenseurs des contraintes et des déformations macroscopiques, tandis que les variables σ et ϵ représentent respectivement les tenseurs des contraintes et des déformations microscopiques.

1.3.1 Principe de la modélisation

Les courbes d'Auto-Échauffement (*e.g.* Fig.1.15) montrent l'existence de deux régimes. Ces deux régimes sont associés à deux mécanismes de microplasticité différents [Munier, 2012, Mareau et al., 2012]. Ces deux mécanismes dépendent de l'amplitude du chargement macroscopique appliquée. Afin de définir un volume élémentaire représentatif (VER), des observations en surface du matériau ont été réalisées après avoir appliqué différents chargements cycliques, pour différentes valeurs d'amplitude toujours inférieures à la limite d'élasticité macroscopique. Après la sollicitation, une apparition de microplasticité intragranulaire a été observée (Fig.1.17) [Munier, 2012] [Munier et al., 2017]. En effet, des désorientations

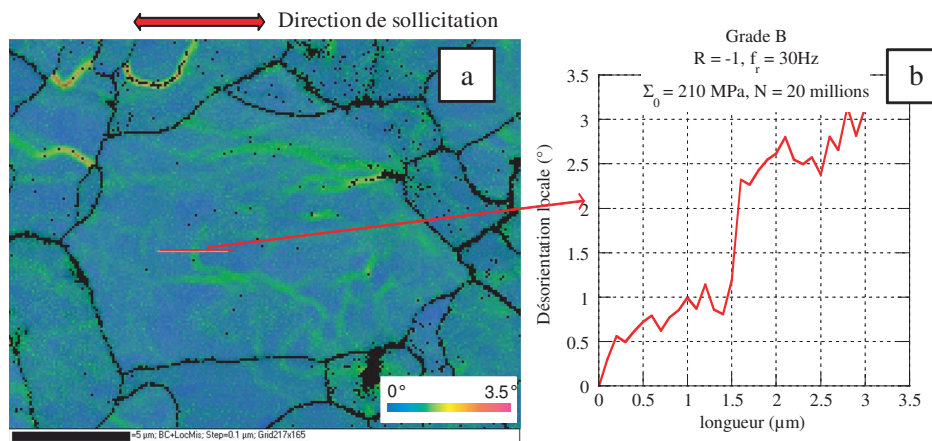


Figure 1.17 – Mise en évidence d'un mécanisme de microplasticité diffus dans un acier HSLA420 après une sollicitation de 20 millions de cycles à 210 MPa d'amplitude [Munier, 2012]

locales apparaissent dans le matériau. Elles sont faibles, mais supérieures au degré. Ce mécanisme est considéré comme diffus, car il se produit *a priori* de manière aléatoire dans tout le matériau. La dissipation associée à ce mécanisme, dit diffus, est appelée régime primaire.

Après avoir appliqué un chargement cyclique d'amplitude supérieure à la limite d'endurance moyenne, mais toujours inférieure à la limite d'élasticité macroscopique, l'apparition de bandes de glissements persistantes (appelées BGP) a été observée [Suresh, 1991]. Ces BGP résultent d'une activité microplastique au sein du volume [Cugy and Galtier, 2002]. Au bout d'un certain nombre de cycles, cette microplasticité conduit à l'émergence de BGP à la surface du matériau (Fig.1.18). Elles sont une conséquence de cette activité microplastique. Cependant, la dissipation n'est pas directement liée aux BGP, car elles ne sont présentes qu'en surface et le mécanisme en question se produit dans tout le volume. Les BGP servent donc d'indicateurs de l'évolution de ce mécanisme de microplasticité en fonction du chargement. La microplasticité ainsi apparue est dite localisée et la dissipation associée est appelée régime secondaire.

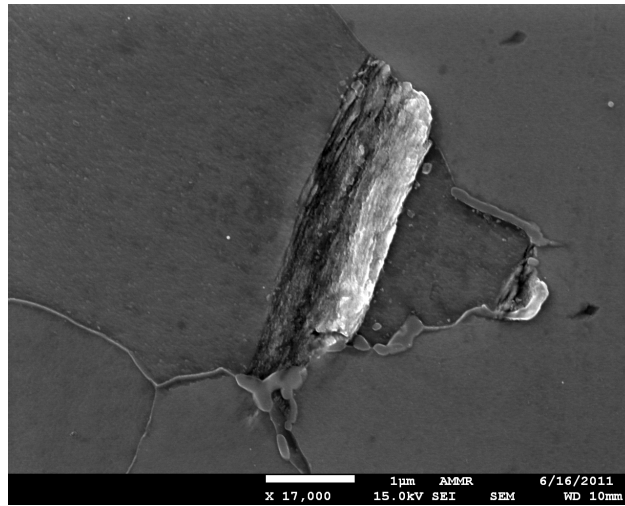


Figure 1.18 – Exemple d'une BGP observée par microscope électronique à balayage sur un HSLA420 [Munier, 2012]

Le régime primaire d'Auto-Échauffement est alors associé au mécanisme de microplasticité diffuse, et le régime secondaire est associé au mécanisme de microplasticité localisée. Dans le but d'apporter des éléments dans la modélisation, une étude par observations en surface du matériau de l'apparition des BGP a été réalisée, en fonction des paramètres d'un chargement

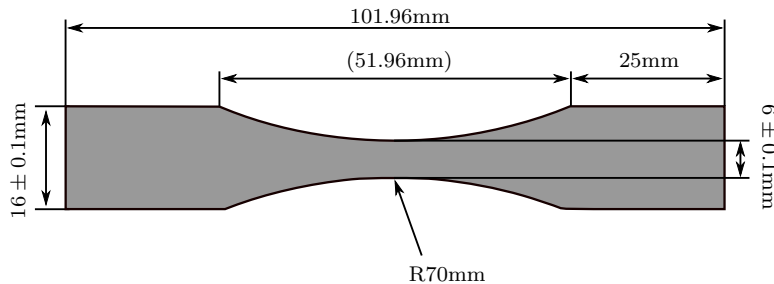


Figure 1.19 – Éprouvette de type diabolo utilisée pour les observations des mécanismes en surface du matériau

cyclique (nombre de cycles et amplitude). Le protocole expérimental permettant de réaliser ces observations nécessite des éprouvettes de type diabolos (Fig.1.19). La réduction de section au centre permet de concentrer les mécanismes dans cette zone. Un polissage mécanique a été réalisé sur toute la surface de l'éprouvette, suivi d'un polissage électrolytique seulement au niveau de la zone utile (section réduite), pour obtenir un état de surface poli-miroir. Cette dernière étape permet d'effacer les contraintes résiduelles induites par le polissage mécanique, révèle la microstructure et assure la répétabilité des états de surface.

Les observations sont réalisées à l'aide d'un microscope optique de type OLYMPUS VANOX-T et une caméra CCD OLYMPUS UC30 permettant d'obtenir des clichés de taille $180 \times 120 \mu m^2$. Pour étudier l'évolution de l'émergence de BGP en surface du matériau, un cliché est réalisé à l'état initial (*i.e.*, éprouvette vierge de toute sollicitation). Ensuite, un chargement cyclique d'amplitude constante, supérieure à $\bar{\Sigma}_{\infty}$ à rapport de charge $R = -1$, est appliqué. Le nombre de cycles total appliqué correspond à 80%-90% du nombre de cycles à rupture pour le chargement considéré. Au cours de l'essai, la sollicitation est arrêtée 4 ou 5 fois afin de prendre des clichés toujours dans la même zone. Les images résultantes pour un acier HSLA420, sous un chargement d'amplitude 330 MPa, sont présentées (Fig.1.20). Chaque "tache noire" correspond à l'émergence d'une BGP en surface du matériau.

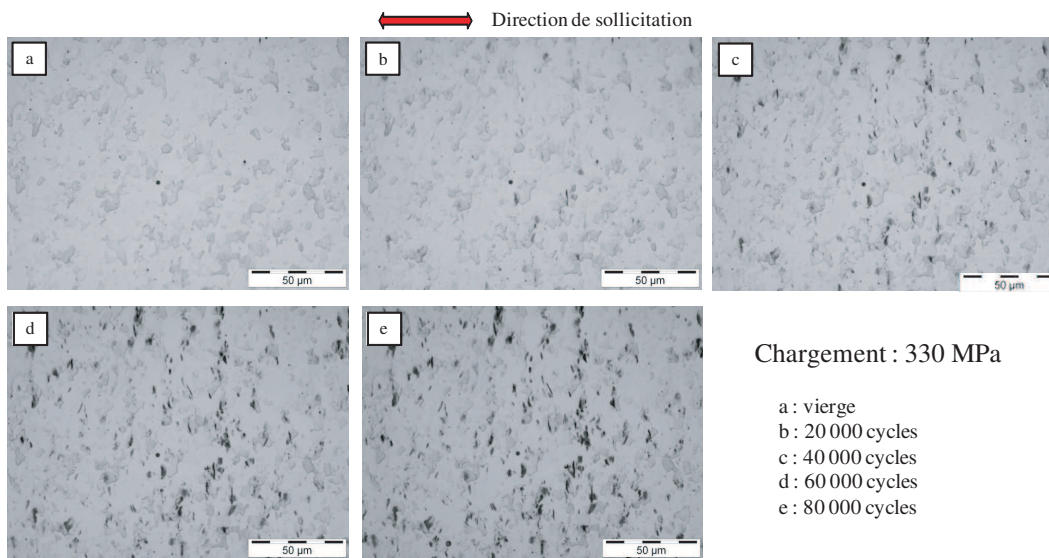


Figure 1.20 – Observations des mécanismes sous sollicitation cyclique pour un acier HSLA420 [Munier, 2012]

Afin d'étudier l'influence du chargement sur l'émergence des BGP, une procédure de comptage a été mise en place. Pour l'acier HSLA420, différents essais cycliques ont été réalisés à rapport de charge $R = -1$, pour des amplitudes de chargement allant de 240 MPa à 330 MPa, sachant que la limite d'endurance moyenne est d'environ 240 MPa. Les résultats sont les suivants :

- l'apparition des BGP semble être aléatoire en surface. Il est alors supposé que le mécanisme de déformation est homogène au sein du volume ;
- le nombre de BGP semble être dépendant de l'amplitude du chargement (Fig.1.21), sous forme de loi puissance ;
- le nombre de BPGs ne semble pas dépendre du nombre de cycles.

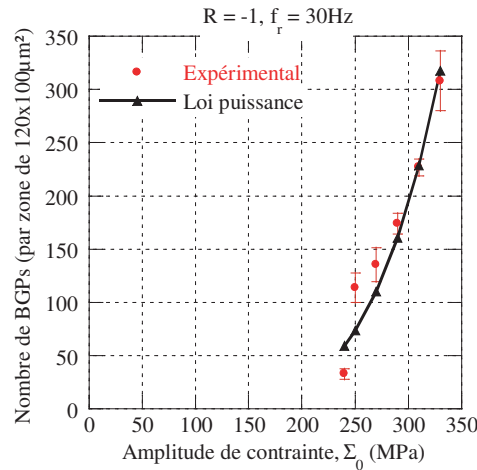


Figure 1.21 – Résultats des observations : nombre de BGPs moyen sur la surface en fonction de l'amplitude du chargement pour un acier HSLA420 [Munier, 2012]. Le nombre de cycles appliqué pour chacun des points correspond à 80%-90% du nombre de cycles à rupture pour chacun des chargements considérés

Concernant le dernier résultat, il faut noter que le nombre de cycles doit être grand pour que l'activité microplastique dans les grains conduise à l'émergence de BGPs. Autrement dit, l'absence d'émergence de BGPs dans une zone, pour un nombre de cycles donné, n'implique pas une activité microplastique nulle, il est possible que le nombre de cycles ne soit pas suffisamment grand pour qu'il y ait émergence.

Tous ces résultats permettent d'émettre des hypothèses concernant le développement du modèle probabiliste à deux échelles, telles que :

- le phénomène d'apparition des BGPs est ponctuel,
- la répartition des sites actifs (ou potentiellement activables) est aléatoire dans le volume, donc dans le VER,
- le nombre de sites actifs semble dépendre de l'amplitude du chargement Σ_0 sous forme de loi puissance (Fig.1.21).

Pour modéliser le caractère diffus du régime primaire, une matrice au comportement élasto-plastique est considérée. Concernant le régime secondaire, le caractère localisé est modélisé par une population de sites ponctuels dans lesquels de la microplasticité peut apparaître. Chaque site est donc considéré comme un point ponctuel avec un comportement élasto-plastique. Un site est dit "actif" s'il dissipe différemment de la matrice. C'est-à-dire si un mécanisme de microplasticité supplémentaire est apparu. Dans le cas contraire, s'il dissipe comme la matrice, le site est dit "inactif". Le volume élémentaire représentatif (VER) est donc composé d'une population de sites potentiellement activables au comportement élasto-plastique, représentant le régime secondaire, noyée dans une matrice au comportement élasto-plastique, représentant le régime primaire (Fig.1.22). Pour un matériau à l'état initial (vierge de toute sollicitation) et pour des chargements de faibles amplitudes, la dissipation est due seulement à la matrice du VER. Pour des amplitudes de chargements plus importantes, la dissipation est due à la matrice plus quelques sites qui se sont activés (ceux dont la limite élastique microscopique a été dépassée).

Les comportements de la matrice seule et d'un site potentiellement activable sont présentés séparément. Les tenseurs des contraintes et des déformations sont notés $(\Sigma_{\text{VER}}; \mathbb{E}_{\text{VER}})$ pour le VER, $(\sigma_{\text{mat}}; \epsilon_{\text{mat}})$ pour la matrice et $(\sigma_{\text{site}}; \epsilon_{\text{site}})$ pour un site. Les propriétés élas-

tiques macroscopique et microscopique sont considérées identiques, représentées par le tenseur d'élasticité d'ordre 4, noté $\underline{\mathbf{E}}$.

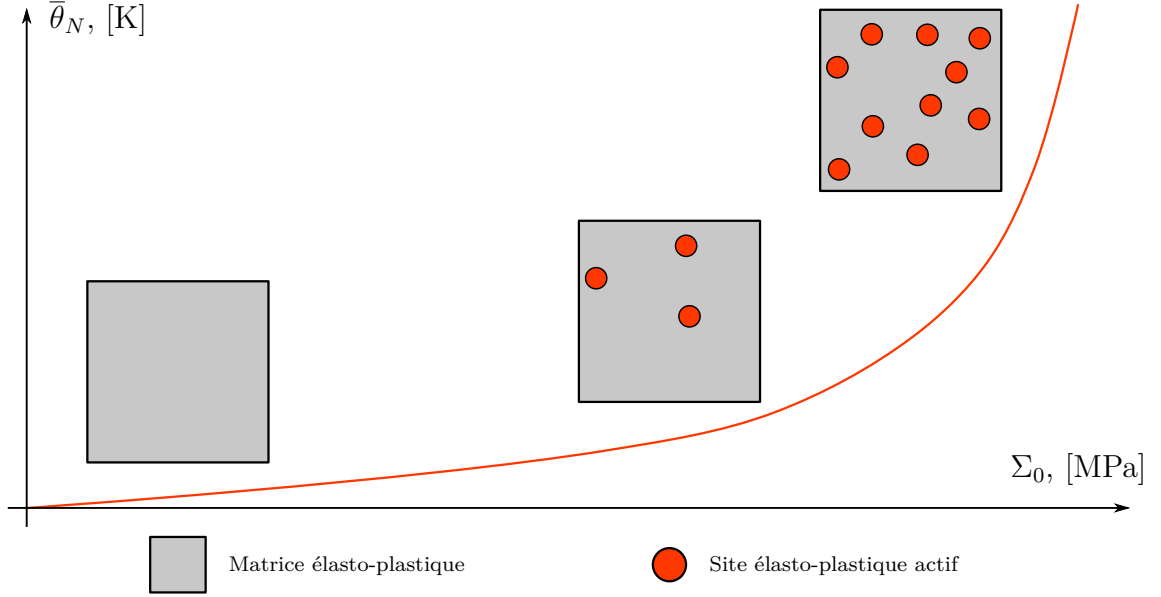


Figure 1.22 – Représentation du VER considéré pour la modélisation : population de sites dans lesquels de la microplasticité peut apparaître, noyée dans une matrice élasto-plastique

1.3.2 Comportement et dissipation de la matrice

1.3.2.1 Loi de comportement de la matrice

Le comportement de la matrice est considéré élasto-plastique. Pour de faibles amplitudes de chargement, c'est-à-dire pour les amplitudes Σ_0 correspondantes au régime primaire, l'évolution de la température devient stable après quelques centaines de cycles. Ceci implique que la dissipation est constante en fonction du nombre de cycles. Il a été montré que pour obtenir un tel comportement, un écoulement cinématique peut être utilisé [Munier, 2012]. L'énergie libre de la matrice est donnée par

$$\rho\Psi_{\text{mat}}(\epsilon_{\text{mat}}, \epsilon_{\text{mat}}^p, \alpha_{\text{mat}}) = \underbrace{\frac{1}{2}(\epsilon_{\text{mat}} - \epsilon_{\text{mat}}^p) : \underline{\mathbf{E}} : (\epsilon_{\text{mat}} - \epsilon_{\text{mat}}^p)}_{\rho\Psi_{\text{mat}}^{\text{él}}(\epsilon_{\text{mat}}, \epsilon_{\text{mat}}^p)} + \underbrace{\frac{1}{2}B_1\alpha_{\text{mat}} : \alpha_{\text{mat}}}_{\rho\Psi_{\text{mat}}^{\text{écr}}(\alpha_{\text{mat}})} \quad (1.38)$$

avec $\rho\Psi_{\text{mat}}^{\text{él}}(\epsilon_{\text{mat}}, \epsilon_{\text{mat}}^p)$ la contribution élastique (énergie stockée récupérable) et $\rho\Psi_{\text{mat}}^{\text{écr}}(\alpha_{\text{mat}})$ celle de l'écrouissage (énergie stockée non récupérable). La contribution du couplage thermoélastique n'est pas prise en compte dans cette approche ($\rho\Psi_{\text{mat}}^{\text{the}} = 0$). Les variables d'états considérées sont :

- ϵ_{mat} : le tenseur des déformations totales,
- ϵ_{mat}^p : le tenseur des déformations plastiques,
- α_{mat} : variable associée à l'écrouissage cinématique,

avec $\underline{\mathbf{E}}$ le tenseur d'élasticité d'ordre 4 et B_1 une constante dépendant du matériau. Les forces thermodynamiques associées sont calculées en dérivant l'énergie libre de la matrice par chacune de ses variables d'état, telles que

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho \frac{\partial \Psi_{\text{mat}}}{\partial \mathfrak{E}_{\text{mat}}} = \underline{\underline{\mathbf{E}}} : (\mathfrak{E}_{\text{mat}} - \mathfrak{E}_{\text{mat}}^p) = \mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} \\ \rho \frac{\partial \Psi_{\text{mat}}}{\partial \mathfrak{E}_{\text{mat}}^p} = -\underline{\underline{\mathbf{E}}} : (\mathfrak{E}_{\text{mat}} - \mathfrak{E}_{\text{mat}}^p) = -\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} \\ \rho \frac{\partial \Psi_{\text{mat}}}{\partial \mathfrak{Q}_{\text{mat}}} = B_1 \mathfrak{Q}_{\text{mat}} = \mathfrak{X}_{\text{mat}} \end{array} \right. \quad (1.39)$$

Le domaine d'élasticité f de la matrice est décrit à partir du critère de von Mises et des forces thermodynamiques associées aux variables d'état considérées

$$f(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}}, \mathfrak{X}_{\text{mat}}) = J_2(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} - \mathfrak{X}_{\text{mat}}) - \Sigma_{\text{mat}}^y \leq 0 \quad (1.40)$$

avec Σ_{mat}^y la limite d'élasticité de la matrice, qui est bien inférieure à la limite d'élasticité macroscopique du matériau et

$$J_2(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} - \mathfrak{X}_{\text{mat}}) = \sqrt{\frac{3}{2} \mathfrak{s}_{\text{mat}} - \mathfrak{X}_{\text{mat}} : \mathfrak{s}_{\text{mat}} - \mathfrak{X}_{\text{mat}}} \quad (1.41)$$

où $\mathfrak{s}_{\text{mat}}$ représente le tenseur déviateur de la contrainte $\mathfrak{s}_{\text{mat}} = \mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} - (1/3)\text{Trace}(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}})$.

Tel qu'il est écrit, le domaine d'élasticité f ne permet pas de rendre compte d'un écrouissage cinématique non linéaire. Pour cela, un pseudo-potentiel, noté $F_{\mathfrak{X}}$, est introduit permettant d'obtenir une évolution quadratique de la dissipation du mécanisme considéré en fonction de l'amplitude du chargement Σ_0 , tel que

$$F(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}}, \mathfrak{X}_{\text{mat}}) = J_2(\mathfrak{\sigma}_{\text{mat}} - \mathfrak{X}_{\text{mat}}) - \Sigma_{\text{mat}}^y + \frac{3}{4} \frac{\gamma_{\text{mat}}}{C_{\text{mat}}} (\mathfrak{X}_{\text{mat}} : \mathfrak{X}_{\text{mat}})^n \quad (1.42)$$

avec $F = f + F_{\mathfrak{X}}$ le nouveau pseudo-potentiel d'écoulement plastique. Il est important de noter que si $n = 0$, alors cela correspond à l'écriture d'un écrouissage cinématique linéaire, et si $n = 1$, alors cela correspond au pseudo-potentiel de [Armstrong and Frederick, 1966]. Les lois d'évolution sont déterminées à partir de ce pseudo-potentiel et grâce aux hypothèses de normalité

$$\dot{\mathfrak{E}}_{\text{mat}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \mathfrak{\sigma}_{\text{mat}}} = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \mathfrak{\sigma}_{\text{mat}}} \quad \text{et} \quad \dot{\mathfrak{Q}}_{\text{mat}} = -\dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \mathfrak{X}_{\text{mat}}} . \quad (1.43)$$

À partir du pseudo-potentiel F , la loi d'évolution de l'écrouissage cinématique peut se mettre sous la forme

$$\dot{\mathfrak{X}}_{\text{mat}} = \frac{2}{3} C_{\text{mat}} \dot{\mathfrak{E}}_{\text{mat}}^p - \gamma_{\text{mat}} n \dot{\lambda} (\mathfrak{X}_{\text{mat}} : \mathfrak{X}_{\text{mat}})^{n-1} \mathfrak{X}_{\text{mat}} \quad (1.44)$$

avec $\dot{\lambda}$ le multiplicateur plastique. Cette loi est pilotée par le coefficient C_{mat} , le terme de rappel γ_{mat} et un paramètre n à définir, avec $B_1 = 2/3 C_{\text{mat}}$.

Finalement, le multiplicateur plastique $\dot{\lambda}$ est obtenu à partir de la condition de cohérence définie par

$$\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \mathfrak{\sigma}_{\text{mat}}} : \dot{\mathfrak{\sigma}}_{\text{mat}} + \frac{\partial f}{\partial \mathfrak{X}_{\text{mat}}} : \dot{\mathfrak{X}}_{\text{mat}} = 0 \quad (1.45)$$

ce qui donne

$$\dot{\lambda} = \frac{H(f)}{h_{\text{mat}}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{mat}}} : \dot{\sigma}_{\text{mat}} \quad (1.46)$$

avec $H(f) = 0$ si $f < 0$ et $H(f) = 1$ si $f = 0$ (fonction de Heavyside), et :

$$h_{\text{mat}} = C_{\text{mat}} - \gamma_{\text{mat}} n (\mathbb{X}_{\text{mat}} : \mathbb{X}_{\text{mat}})^{n-1} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{mat}}} : \mathbb{X}_{\text{mat}} . \quad (1.47)$$

1.3.2.2 Dissipation de la matrice

La dissipation intrinsèque de la matrice, notée D_{mat} , est déterminée à partir des variables d'état considérées et de leurs forces thermodynamiques associées

$$D_{\text{mat}} = \sigma_{\text{mat}} : \dot{\epsilon}_{\text{mat}}^p - \mathbb{X}_{\text{mat}} : \dot{\alpha}_{\text{mat}} . \quad (1.48)$$

Dans le cas d'une sollicitation de traction-compression uniaxiale, seul le premier terme du tenseur des contraintes σ_{mat} est non nul, noté σ_{mat} . Alors, la relation précédente devient

$$D_{\text{mat}} = \Sigma_{\text{mat}}^y \frac{H(f)}{h_{\text{mat}}} |\dot{\sigma}_{\text{mat}}| + \frac{\gamma_{\text{mat}}}{C_{\text{mat}}} n \left(\frac{2}{3}\right)^{2n} (\sigma_{\text{mat}} - \Sigma_{\text{mat}}^y)^{2n} \frac{H(f)}{h_{\text{mat}}} |\dot{\sigma}_{\text{mat}}| . \quad (1.49)$$

L'énergie dissipée sur un cycle par la matrice, $\bar{\Delta}_{\text{mat}}$, est calculée en intégrant la dissipation intrinsèque de la matrice sur un cycle

$$\bar{\Delta}_{\text{mat}} = \int_{\text{cycle}} D_{\text{mat}} dt . \quad (1.50)$$

Ainsi, l'évolution de la température stabilisée en fonction de l'amplitude des contraintes est donnée en fonction de l'énergie dissipée par la matrice. Expérimentalement, et pour un grand nombre de nuances d'aciers, le régime primaire suit une loi puissance d'ordre 2 en fonction de l'amplitude des contraintes. Cela revient à imposer le paramètre n proche de la valeur 0.5. Donc, le terme source peut s'écrire en fonction de l'amplitude des contraintes Σ_0 , telle que

$$\bar{\theta}_N^{\text{mat}} = \frac{\tau_{\text{eq}} f_r}{\rho c} \bar{\Delta}_{\text{mat}} \approx \alpha \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_{0,\text{max}}} \right)^2 \quad (1.51)$$

en introduisant un paramètre matériau α dans lequel sont compris tous les autres paramètres. Il correspond à la valeur de la température moyenne stabilisée atteinte lorsque l'amplitude des contraintes est égale à la valeur du critère d'arrêt de l'essai, $\Sigma_{0,\text{max}}$. Il représente l'intensité du régime primaire.

1.3.3 Comportement et dissipation d'un site

1.3.3.1 Loi de comportement d'un site

Tous les sites potentiellement activables ont le même comportement, à la seule différence que leurs seuils d'activation (limite d'élasticité du site) ne sont pas les mêmes. Autrement dit, la microplasticité n'apparaît pas dans tous les sites pour la même valeur d'amplitude Σ_0 . Cette apparition de microplasticité sera présentée dans la partie suivante. Pour déterminer le comportement d'un site, un nouveau VER est considéré comprenant un site, au comportement élasto-plastique, noyé dans la matrice précédemment présentée (Fig.1.23). Le choix

est fait de se placer dans un cadre similaire à l'analyse d'Eshelby [Eshelby, 1957], donnant la loi de localisation suivante

$$\sigma_{\text{site}} = \Sigma - 2\mu(1 - \beta) (\mathfrak{E}_{\text{site}}^p - \mathbb{E}^p) . \quad (1.52)$$

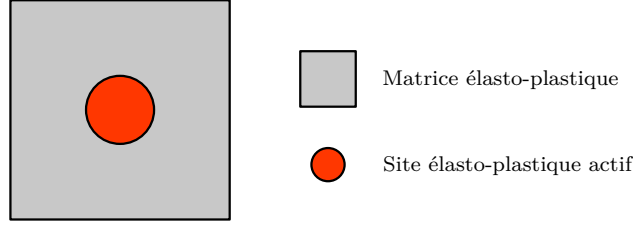


Figure 1.23 – Représentation du VER considéré pour déterminer le comportement d'un site potentiellement activable, noyé dans la matrice élasto-plastique précédemment présentée

L'énergie libre associée à ce VER $\rho\Psi$ est définie comme étant la somme des énergies libres de la matrice $\rho\Psi_{\text{mat}}$ et du site $\rho\Psi_{\text{site}}$ affectés par leurs 'poids' propres

$$\rho\Psi = (1 - f_v) \rho\Psi_{\text{mat}} + f_v \rho\Psi_{\text{site}} \quad (1.53)$$

avec f_v la fraction volumique du site, donnée par $f_v = V_{\text{site}}/V_{\text{VER}}$.

L'énergie libre du site est définie en fonction de la contribution élastique $\rho\Psi_{\text{site}}^{\text{él}}(\mathfrak{E}_{\text{site}}, \mathfrak{E}_{\text{site}}^p)$, de la contribution de l'écroissage issu de la matrice $\rho\Psi_{\text{site}}^{\text{écr mat}}(\omega_{1,\text{site}})$ ainsi que du second écroissage, propre au site, $\rho\Psi_{\text{site}}^{\text{écr site}}(\omega_{2,\text{site}})$, telle que

$$\begin{aligned} \rho\Psi_{\text{site}}(\mathfrak{E}_{\text{site}}, \mathfrak{E}_{\text{site}}^p, \omega_{1,\text{site}}, \omega_{2,\text{site}}) = & \frac{1}{2} (\mathfrak{E}_{\text{site}} - \mathfrak{E}_{\text{site}}^p) : \underline{\underline{\mathbf{E}}} : (\mathfrak{E}_{\text{site}} - \mathfrak{E}_{\text{site}}^p) \\ & + \frac{1}{2} B_1 \omega_{1,\text{site}} : \omega_{1,\text{site}} + \frac{1}{2} B_2 \omega_{2,\text{site}} : \omega_{2,\text{site}} \end{aligned} \quad (1.54)$$

et les variables d'état considérées sont :

- $\mathfrak{E}_{\text{site}}$: le tenseur des déformations totales du site
- $\mathfrak{E}_{\text{site}}^p$: le tenseur des déformations plastiques du site
- $\omega_{1,\text{site}}$: la variable définissant l'écroissage cinématique de la matrice
- $\omega_{2,\text{site}}$: la variable définissant un second écroissage cinématique linéaire.

Les forces thermodynamiques associées sont calculées en dérivant l'énergie libre du site par chacune de ses variables d'état, telles que

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho \frac{\partial \Psi_{\text{site}}}{\partial \mathfrak{E}_{\text{site}}} = \underline{\underline{\mathbf{E}}} : (\mathfrak{E}_{\text{site}} - \mathfrak{E}_{\text{site}}^p) = \sigma_{\text{site}} \\ \rho \frac{\partial \Psi_{\text{site}}}{\partial \mathfrak{E}_{\text{site}}^p} = -\underline{\underline{\mathbf{E}}} : (\mathfrak{E}_{\text{site}} - \mathfrak{E}_{\text{site}}^p) = -\sigma_{\text{site}} \\ \rho \frac{\partial \Psi_{\text{site}}}{\partial \omega_{1,\text{site}}} = B_1 \omega_{\text{site}} = \mathbb{X}_{1,\text{site}} \\ \rho \frac{\partial \Psi_{\text{site}}}{\partial \omega_{2,\text{site}}} = B_2 \omega_{\text{site}} = \mathbb{X}_{2,\text{site}} \end{array} \right. \quad (1.55)$$

Le comportement du site dépend de son état. S'il est inactif, donc qu'il n'y a pas apparition de microplasticité localisée au sein de ce site, alors il a le même comportement que la matrice, c'est-à-dire régi par le premier écrouissage issu du comportement de la matrice. Mais, s'il a été activé, alors son comportement est régi par le second écrouissage, de type cinématique linéaire. De plus, si le site a été activé au moins une fois, alors son comportement sera toujours régi par ce second écrouissage. En effet, cela implique qu'un mécanisme de microplasticité supplémentaire, donc différent de celui dans la matrice, est apparu dans le site. Comme ce mécanisme est irréversible, le comportement du site doit rendre compte de cette irréversibilité. Le domaine d'élasticité a alors deux façons de s'écrire

$$\begin{cases} f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{1,\text{site}}) = J_2(\sigma_{\text{site}} - \mathbb{X}_{1,\text{site}}) - \Sigma_{\text{mat}}^y \leq 0 & \text{si } \Sigma \leq \sigma_{\text{site}}^y \\ f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}) = J_2(\sigma_{\text{site}} - \mathbb{X}_{2,\text{site}}) - \sigma_{\text{site}}^y \leq 0 & \text{si } \Sigma \geq \sigma_{\text{site}}^y \end{cases} \quad (1.56)$$

avec Σ_{mat}^y et σ_{site}^y respectivement la limite d'élasticité de la matrice et du site.

La loi d'évolution du premier écrouissage, $\mathbb{X}_{1,\text{site}}$, dépend des paramètres de la matrice

$$\dot{\mathbb{X}}_{1,\text{site}} = \frac{2}{3} C_{\text{mat}} \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p - \gamma_{\text{mat}} n \dot{p}_{\text{site}} (\mathbb{X}_{1,\text{site}} : \mathbb{X}_{1,\text{site}})^{n-1} \mathbb{X}_{1,\text{site}} \quad (1.57)$$

avec \dot{p}_{site} la déformation plastique cumulée dans le site, définie par $\dot{p}_{\text{site}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p : \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p}$. Le second écrouissage, $\mathbb{X}_{2,\text{site}}$, dépend seulement d'un paramètre matériau C_{site}

$$\dot{\mathbb{X}}_{2,\text{site}} = \frac{2}{3} C_{\text{site}} \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p \quad (1.58)$$

1.3.3.2 Dissipation cyclique d'un site

La dissipation intrinsèque du site dépend également de son état d'activation. Si le site est inactif, alors il dissipe autant que la matrice (écrouissage $\mathbb{X}_{1,\text{site}}$ considéré), mais si il est actif alors sa dissipation est due principalement au second écrouissage ($\mathbb{X}_{2,\text{site}}$). La dissipation intrinsèque s'écrit alors

$$D_{\text{site}} = [1 - H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}))] D_{\text{site}}(\mathbb{X}_{1,\text{site}}) + H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}})) D_{\text{site}}(\mathbb{X}_{2,\text{site}}) \quad (1.59)$$

avec $H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}))$ la fonction d'Heavyside permettant de rendre compte de l'état d'activation du site. Si le site est inactif, c'est-à-dire que $\Sigma \leq \sigma_{\text{site}}^y$ et que $f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}) \leq 0$, alors $H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}})) = 0$. Et si le site est actif, c'est-à-dire que la condition $\Sigma \geq \sigma_{\text{site}}^y$ a été vérifiée au moins une fois et que $f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}) = 0$, alors $H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}})) = 1$.

Cependant, la dissipation due à l'écrouissage de la matrice $\mathbb{X}_{1,\text{site}}$ est bien plus faible que celle due au second écrouissage $\mathbb{X}_{2,\text{site}}$ [Munier, 2012]. Donc, le terme de la dissipation dépendant de $\mathbb{X}_{1,\text{site}}$ est négligé. La dissipation intrinsèque peut alors se mettre sous la forme

$$D_{\text{site}} \approx D_{\text{site}}(\mathbb{X}_{2,\text{site}}) = f_v \left(\sigma_{\text{site}} - \frac{2}{3} C_{\text{site}} \mathbb{I} \right) : \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p \quad (1.60)$$

À partir de la condition de cohérence, le multiplicateur plastique $\dot{\lambda}_{\text{site}}$ peut être calculé pour le cas d'un chargement de traction-compression uniaxial, tel que

$$\dot{\lambda}_{\text{site}} = \frac{H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}))}{h_{\text{site}}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{site}}} : \dot{\Sigma} = \frac{H(f_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{2,\text{site}}))}{h_{\text{site}}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{site}}} : |\dot{\Sigma}| \quad (1.61)$$

avec $h_{\text{site}} = C_{\text{site}} + 3\mu(1 - \beta)$.

L'énergie dissipée sur un cycle par un site, $\bar{\Delta}_{\text{site}}$, est calculée en intégrant la dissipation intrinsèque du site sur un cycle

$$\bar{\Delta}_{\text{site}} = \int_{\text{cycle}} D_{\text{site}} dt = \int_{\text{cycle}} f_v \sigma_{\text{site}}^y \dot{\lambda}_{\text{site}} dt . \quad (1.62)$$

La dissipation du site, due à l'écroissage cinématique linéaire, intervient seulement lorsque l'amplitude des contraintes locales σ_{site} dépasse la limite d'élasticité du site σ_{site}^y . Comme la loi de localisation est prise en compte dans le calcul du multiplicateur plastique par la variable h_{site} , qui traduit la loi d'évolution de l'écroissage, la dissipation peut directement s'écrire en fonction de l'amplitude des contraintes macroscopique Σ_0 . Cela revient à dire que le site dissipe seulement lorsque l'amplitude des contraintes macroscopique est supérieure à la limite d'élasticité du site, en valeur absolue. Ce qui revient à fixer les bornes de l'intégrale entre σ_{site}^y et Σ_0 . Donc la dissipation est écrite en fonction de $\langle \Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y \rangle$ où l'opérateur $\langle . \rangle$ représente la partie positive. Sur un cycle de chargement, il est nécessaire de calculer 4 fois l'expression précédente (1 cycle = $4 \times (1/4)$ de cycle) (Fig.1.24). Enfin, l'énergie dissipée sur un cycle est donnée par

$$\bar{\Delta}_{\text{site}} = \frac{4f_v \sigma_{\text{site}}^y}{h_{\text{site}}} \langle \Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y \rangle \quad (1.63)$$

pour un site de limite d'élasticité σ_{site}^y .

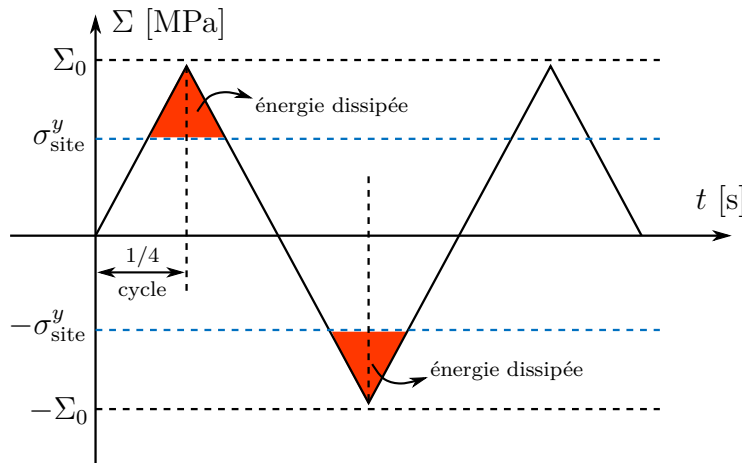


Figure 1.24 – Représentation du calcul de l'énergie dissipée par un site sur un cycle de chargement

1.3.4 Calcul de la dissipation cyclique totale

Maintenant que le comportement et la dissipation de la matrice ainsi que des sites potentiellement activables ont été déterminés, il faut calculer la dissipation cyclique totale du VER complet (Fig.1.22). Cette dissipation est la somme de la dissipation cyclique de la matrice et de la population de sites, telle que

$$\bar{\Delta} = \bar{\Delta}_{\text{mat}} + \bar{\Delta}_{\text{pop. sites}} . \quad (1.64)$$

La dissipation de la matrice ne dépend que de l'amplitude des contraintes (Eq.1.51). Cependant, pour les sites, la dissipation dépend de l'amplitude des contraintes, mais aussi de la

limite d'élasticité propre à chacun des sites. Donc, pour une même amplitude de chargement, il faut déterminer le nombre de sites qui se sont activés et la dissipation associée pour chacun d'eux.

Afin de décrire l'activation des sites, c'est-à-dire déterminer le nombre de sites actifs pour une amplitude de contraintes donnée, en considérant que chacun des sites est représenté par un point ponctuel, un processus ponctuel de Poisson (P.P.P.) est utilisé [Gulino and Phoenix, 1991] [Jeulin, 1991] [Denoual, 1998] [Doudard et al., 2005] [Doudard et al., 2007] [Hild, 2017], donné par la relation

$$N_{\text{sites}} = \lambda \times V_{\text{VER}} = \frac{V_{\text{VER}}}{V_0} \left(\frac{\Sigma_0}{S_0} \right)^m \quad (1.65)$$

avec N_{sites} le nombre de sites actifs dans le VER de volume V_{VER} et λ la densité moyenne de sites actifs dans le VER (ou intensité du processus). Cette densité est supposée suivre une loi puissance en fonction de l'amplitude du chargement où m et $V_0 S_0^m$ sont deux paramètres matériau. Dans cette relation, m et S_0 représentent respectivement le module et le paramètre d'échelle de la loi de Weibull [Weibull, 1951] et V_0 le volume occupé par tous les sites.

Les seuils d'activation σ_{site}^y sont différents d'un site à un autre. Le volume d'un site, noté V_{site} , est supposé identique pour tous les sites, tel que $V_{\text{site}} = f_v V_0$ où f_v représente la fraction volumique d'un site. Le calcul de la dissipation de tous les sites actifs est donné par

$$\begin{aligned} \bar{\Delta}_{\text{pop. sites}} &= \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_0^\infty V_{\text{site}} \bar{\Delta}_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}^y) dN(\sigma_{\text{site}}^y) \\ &= \frac{V_0}{V_{\text{VER}}} \int_0^\infty \frac{4f_v \sigma_{\text{site}}^y}{h_{\text{site}}} \langle \Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y \rangle dN(\sigma_{\text{site}}^y) \\ &= \frac{V_0}{V_{\text{VER}}} \int_0^{\Sigma_0} \frac{4f_v \sigma_{\text{site}}^y}{h_{\text{site}}} (\Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y) dN(\sigma_{\text{site}}^y) \end{aligned} \quad (1.66)$$

avec $dN(\sigma_{\text{site}}^y) = \frac{V_{\text{VER}}}{V_0} \frac{m}{S_0^m} (\sigma_{\text{site}}^y)^{m-1} d\sigma_{\text{site}}^y$ ce qui donne

$$\bar{\Delta}_{\text{pop. sites}} = \frac{4f_v m}{h_{\text{site}} S_0^m} \frac{\Sigma_0^{m+2}}{(m+1)(m+2)} \quad (1.67)$$

Pour une amplitude des contraintes donnée Σ_0 , les sites ayant un seuil d'activation supérieur à cette contrainte ne s'activent pas, donc l'intégration peut se faire entre 0 et Σ_0 .

Enfin, grâce à l'écriture de la dissipation totale du VER, l'équation de la chaleur 0D utilisée en Auto-Échauffement peut se mettre sous la forme

$$\bar{\theta}_N = \alpha \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_{0,\text{max}}} \right)^2 + \beta \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_{0,\text{max}}} \right)^{m+2} \quad (1.68)$$

avec α , β deux paramètres représentent respectivement les amplitudes des régimes primaire et secondaire présents sur les courbes d'Auto-Échauffement, m représentant la pente du régime secondaire et $\Sigma_{0,\text{max}}$ l'amplitude du dernier palier de chargement. Le paramètre β est donné par la relation

$$\beta = \frac{\tau_{\text{eq}} f_r}{\rho c} \frac{4f_v m}{h_{\text{site}} S_0^m} \frac{\Sigma_{0,\text{max}}^{m+2}}{(m+1)(m+2)} \quad (1.69)$$

1.3.5 Description des courbes d'Auto-Échauffement

Pour garder un sens physique aux paramètres du modèle (Eq.1.68), l'identification ne doit pas se faire sur toute la courbe directement, mais en deux étapes. Sinon, les paramètres du régime secondaire β et m rendraient compte à la fois de la dissipation de la matrice et des sites actifs. Or, le régime secondaire ne représente que la dissipation des sites actifs. Il faut donc identifier le paramètre α du régime primaire, dans un premier temps, puis les paramètres β et m du régime secondaire, dans un second temps.

Pour identifier le régime primaire, défini par la relation

$$\bar{\theta}_{\text{primaire}}^{\text{mod}} = \alpha \left(\frac{\Sigma_0^{\text{exp}}}{\Sigma_{0,\text{max}}} \right)^2, \quad (1.70)$$

seuls les premiers points de la courbe expérimentale sont considérés (Fig.1.25(a)).

Pour l'identification du régime secondaire, la courbe expérimentale utilisée ne doit représenter que ce régime (dissipation des sites actifs). Pour cela, l'influence du régime primaire est soustraite à la courbe expérimentale totale, telle que

$$\bar{\theta}_{\text{secondaire}}^{\text{mod}} = \bar{\theta}^{\text{exp}} - \bar{\theta}_{\text{primaire}}^{\text{mod}} = \beta \left(\frac{\Sigma_0^{\text{exp}}}{\Sigma_{0,\text{max}}} \right)^{m+2} \quad (1.71)$$

après identification du paramètre α (Fig.1.25(b)).

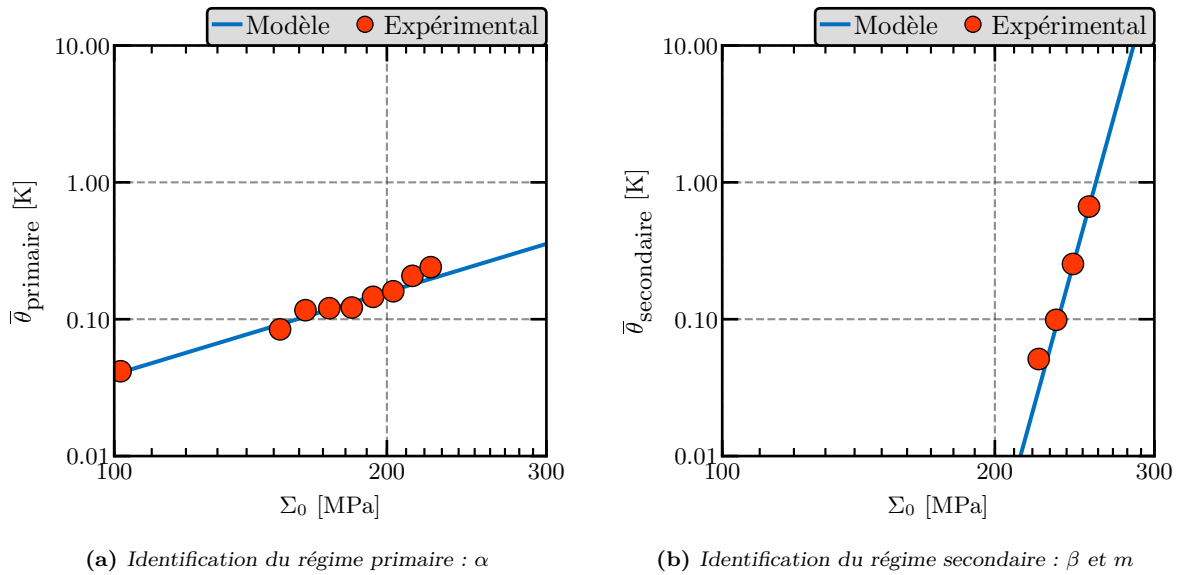


Figure 1.25 – Identification des paramètres α , β et m du modèle (échelle logarithmique)

Une fois l'identification en deux étapes réalisée, le modèle est comparé à la courbe expérimentale (Fig.1.26). Il décrit correctement la courbe d'Auto-Échauffement.

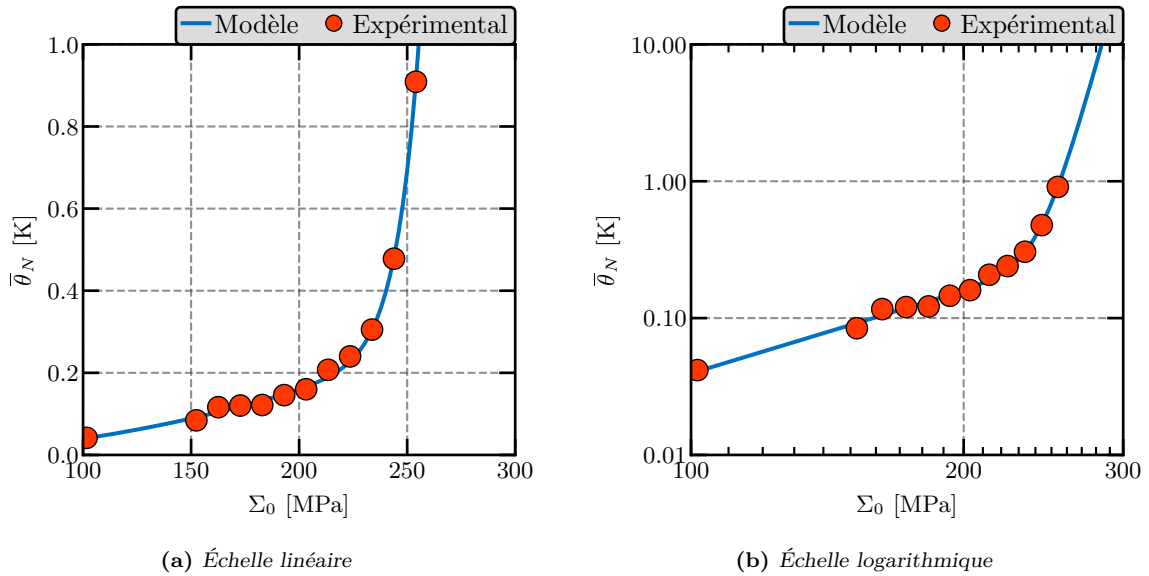


Figure 1.26 – Description de la courbe d'Auto-Échauffement par le modèle probabiliste à deux échelles obtenue pour un acier HSLA320

1.3.6 Prédiction des propriétés en fatigue

1.3.6.1 Durée de vie illimitée

Pour relier le modèle d'Auto-Échauffement aux propriétés en fatigue à grand nombre de cycles, l'hypothèse du maillon le plus faible est adoptée. Cela signifie que si au moins un site est activé, alors il y aura rupture par fatigue. Il est possible d'estimer la limite d'endurance moyenne du matériau par lecture graphique d'une courbe d'Auto-Échauffement. En effet, dès qu'un point expérimental n'est plus dans le régime primaire, alors au moins un site a été activé et donc la limite d'endurance moyenne du matériau a été franchie (Fig.1.27). Pour un acier HSLA320, la limite d'endurance moyenne ainsi identifiée est $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}} \approx 210$ MPa. Par

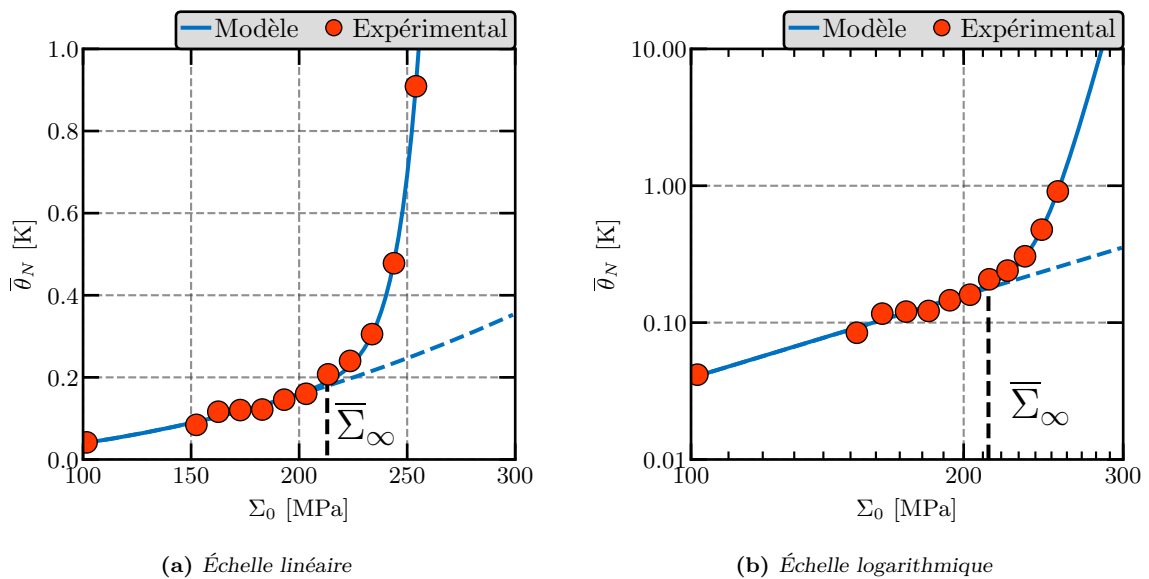


Figure 1.27 – Détermination de la limite d'endurance moyenne du matériau à partir de la courbe d'Auto-Échauffement avec l'hypothèse du maillon le plus faible

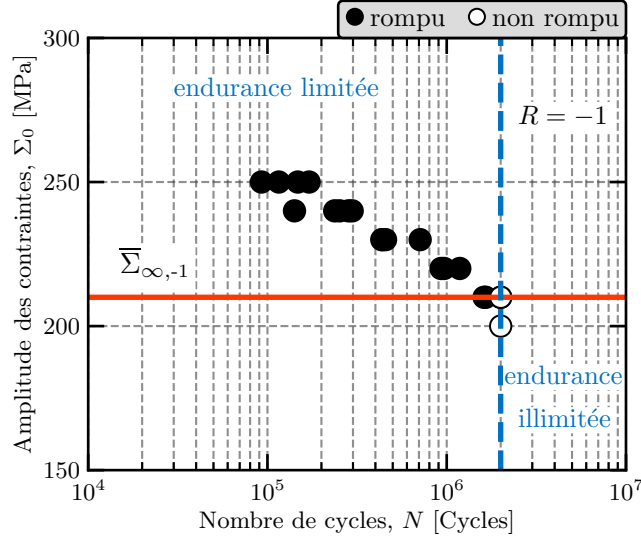


Figure 1.28 – Courbe S-N pour un acier HSLA320 pour comparaison avec la méthode d’Auto-Échauffement

des essais de fatigue classiques (Fig.1.28), cette limite est $\bar{\Sigma}_{\infty} \approx 210$ MPa. La comparaison est très satisfaisante. De plus, il faut noter qu’il a fallu seulement environ 3h pour réaliser l’essai d’Auto-Échauffement.

Afin de rendre compte du caractère aléatoire de la fatigue des matériaux, il est nécessaire de calculer la probabilité de trouver au moins un site actif dans le VER. Pour cela, il faut partir de l’équation donnant la probabilité de trouver k sites actifs dans le VER, notée $P_k(V_{\text{VER}})$

$$P_k(V_{\text{VER}}) = \frac{(\lambda V_{\text{VER}})^k}{k!} e^{-\lambda V_{\text{VER}}} \quad (1.72)$$

pour une amplitude des contraintes donnée. Comme le modèle est écrit dans le cadre d’un processus ponctuel de Poisson (P.P.P.), cette probabilité est liée à la densité de sites actifs λ .

Pour respecter l’hypothèse du maillon le plus faible, la probabilité de rupture, notée P_F , correspond à la probabilité de trouver au moins un site actif dans le volume. Cela peut se calculer comme étant la probabilité de trouver tous les sites actifs moins la probabilité de n’en trouver aucun, telle que

$$\begin{aligned} P_F = P_{k \geq 1} &= 1 - P_{k=0} \\ &= 1 - \exp \left[\frac{-V_{\text{VER}}}{V_{\text{sites}}} \left(\frac{\Sigma_0}{S_0} \right)^m \right] \end{aligned} \quad (1.73)$$

pour une amplitude de chargement Σ_0 donnée.

Dans le modèle présenté, les contraintes et les déformations dans le volume d’étude ont été supposées homogènes. Dans le cas où ces grandeurs seraient hétérogènes, le concept de volume effectif est introduit par la variable $V_{\text{eff}} = V_{\text{VER}} \times H_m$ avec H_m le facteur d’hétérogénéité des contraintes (Eq.1.75) [HILD et al., 1992]. La probabilité de rupture s’écrit alors en fonction du volume effectif et du facteur d’hétérogénéité des contraintes, telle que

$$P_F = 1 - \exp \left[\frac{-V_{\text{eff}}}{V_{\text{sites}}} \left(\frac{\Sigma_m}{S_0} \right)^m \right] \quad (1.74)$$

avec

$$H_m = \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_V \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_m} \right)^m dV = \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_V \left(\frac{\Sigma_0}{\max_V(\Sigma_0)} \right)^m dV . \quad (1.75)$$

Enfin, la limite d'endurance moyenne $\bar{\Sigma}_\infty$ et l'écart-type associé $\bar{\bar{\Sigma}}_\infty$ peuvent s'écrire en fonction de la probabilité de rupture P_F et de la fonction Γ , telle que

$$\bar{\Sigma}_\infty = \int_0^\infty \Sigma_0 \frac{dP_F}{d\Sigma_0} d\Sigma_0 = S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \quad (1.76)$$

$$\bar{\bar{\Sigma}}_\infty = \left[\int_0^\infty \left(\Sigma_0^2 - \bar{\Sigma}_\infty^2 \right) \frac{dP_F}{d\Sigma_0} d\Sigma_0 \right]^{1/2} = S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \sqrt{\Gamma \left(1 + \frac{2}{m} \right) - \Gamma^2 \left(1 + \frac{1}{m} \right)} \quad (1.77)$$

avec $\Gamma(x) = \int_0^\infty t^{x-1} \exp(-t) dt$.

1.3.6.2 Durée de vie limitée

Afin de décrire le comportement du matériau pour une endurance limitée (inférieure à 2 millions de cycles), donc de prédire les courbes S-N, un critère de ruine doit être considéré. Il a été observé que l'énergie dissipée se cumulait au cours des cycles [Doudard et al., 2005]. Donc le choix du critère de ruine se porte sur un critère énergétique en supposant qu'il existe une énergie dissipée critique E_c à partir de laquelle il y aura ruine du matériau [Charkaluk et al., 2002] [Poncelet et al., 2010]. L'énergie dissipée cyclique d'un site actif est constante, donc un certain nombre de cycles N_f est nécessaire pour atteindre l'énergie dissipée critique. Cette énergie peut être définie pour chaque probabilité de rupture P_F , telle que

$$E_c(P_F) = N_f \bar{\Delta}_{\text{site}}(P_F) V_{\text{VER}} \quad (1.78)$$

avec

$$\bar{\Delta}_{\text{site}}(P_F) = \frac{4\Sigma_\infty(P_F)}{h_{\text{site}}} \langle \Sigma_0 - \Sigma_\infty(P_F) \rangle . \quad (1.79)$$

Ainsi, pour une amplitude des contraintes Σ_0 donnée et une probabilité de rupture P_F souhaitée, la limite d'endurance moyenne associée à cette probabilité $\bar{\Sigma}_\infty(P_F)$ peut être calculée (Eq.1.76). Enfin, le nombre de cycles à rupture N_f associé à la probabilité de rupture P_F peut être déterminé par

$$N_f = \frac{A}{\Sigma_\infty(P_F) \langle \Sigma_0 - \Sigma_\infty(P_F) \rangle} \quad (1.80)$$

avec $A = \frac{h_{\text{site}} E_c}{4V_{\text{VER}}}$.

Afin de prédire la courbe S-N du matériau, il faut déterminer le paramètre A . Pour une probabilité de rupture $P_F = 0.5$, il suffit de connaître la limite d'endurance moyenne du matériau, identifiée par un essai d'Auto-Échauffement, et un point de la courbe S-N (il est

préférable de choisir un nombre de cycles faible). Ainsi, pour une amplitude des contraintes de 250 MPa, le nombre de cycles à rupture est d'environ 150 000 cycles et pour $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}} = 210$ MPa identifiée par l'essai d'Auto-Échauffement, alors $A = 9.9 \times 10^8 \text{ MPa}^2$ (Fig.1.29).

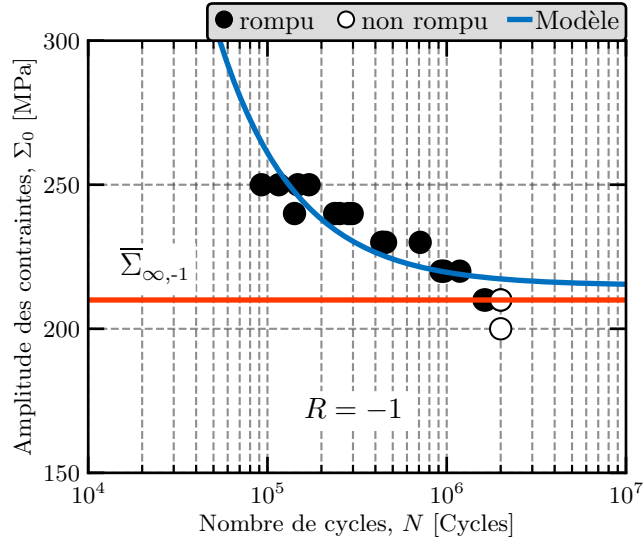


Figure 1.29 – Prédiction de la courbe S-N par le modèle

À partir de la relation de P_F (Eq.1.74), il est possible de déterminer les courbes d'iso-probabilités de rupture, telle que

$$\Sigma_{\infty}(P_F) = \left(\frac{\ln(1 - 0.5)}{\ln(1 - P_F)} \right)^{1/m} \times \bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}} \quad (1.81)$$

avec $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}} = \Sigma_{\infty}(0.5)$ (Fig.1.30).

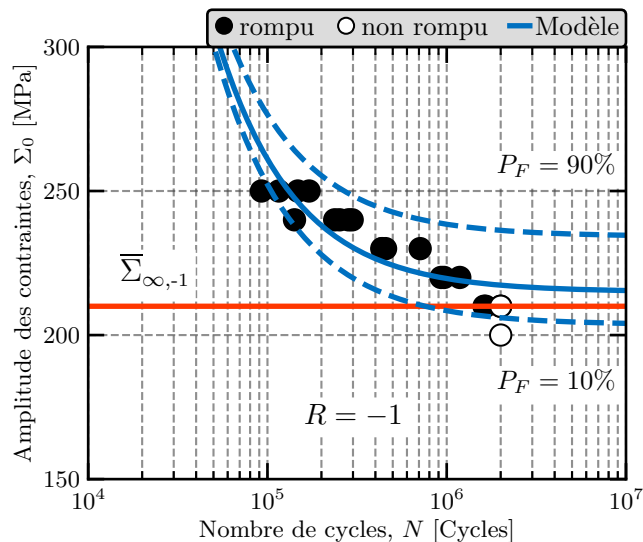


Figure 1.30 – Prédiction des iso-probabilités par le modèle pour $P_F = 10\%$ et $P_F = 90\%$

1.4 Objectifs de l'étude

L'utilisation des mesures d'Auto-Échauffement sous chargements cycliques est une bonne alternative à la caractérisation en fatigue des matériaux. Les principaux avantages sont le nombre d'éprouvettes utilisées et le temps de réalisation. En effet, seulement une éprouvette est nécessaire pour cette méthode, contrairement à une trentaine classiquement utilisées pour obtenir une courbe S-N-P par des essais de fatigue standard. L'ordre de grandeur du temps de réalisation est réduit de un mois à une journée. Cette méthode est donc très intéressante et les hypothèses qui lui sont associées ne sont pas remis en cause dans ce manuscrit. L'objectif de cette étude est de franchir une nouvelle étape dans cette méthode car elle a été développée dans un cadre spécifique, c'est-à-dire pour des matériaux métalliques dans leurs états d'origine, sous chargement uniaxial à amplitude constante et contrainte moyenne nulle. Le passage d'un cadre uniaxial au cadre multiaxial a déjà été étudié [Ezanno, 2011]. Mais quand est-il concernant les effets d'histoire de chargement ? C'est dans cette problématique que s'inscrivent les travaux de cette thèse et les objectifs sont donc les suivants :

- utiliser les mesures d'Auto-Échauffement pour déterminer les propriétés en fatigue d'un matériau sous sollicitation de cisaillement. Les difficultés viennent à la fois de l'état de contrainte qui est multiaxial et de la réalisation d'un essai de cisaillement sur produit plat ;
- étudier l'influence d'un effet d'histoire par des essais d'Auto-Échauffement. Il est important de montrer que cette méthode est pertinente pour l'étude de tels effets sur l'évolution des propriétés en fatigue ;
- proposer des éléments d'amélioration pour le modèle probabiliste à deux échelles existant, associé à la méthode d'Auto-Échauffement, afin de pouvoir rendre compte des effets d'histoire et donc d'estimer l'évolution des propriétés en fatigue, impactée par de tels effets.

Un seul matériau a été étudié dans cette thèse. Il s'agit d'un acier High Strength Low Alloy (HSLA320) de chez ArcelorMittal. C'est un acier laminé à chaud dont les caractéristiques techniques sont données dans le tableau (Tab.1.5) et la microstructure est montrée dans la figure (Fig.1.31).

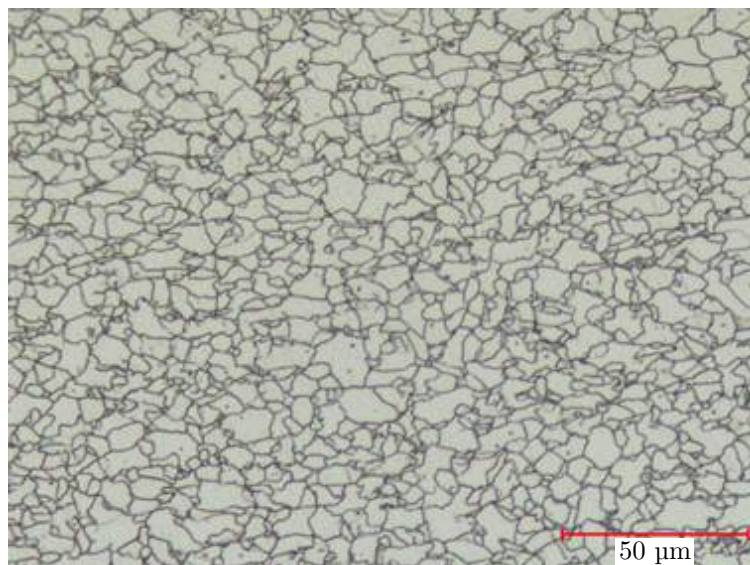


Figure 1.31 – Microstructure du matériau d'étude HSLA320

Grade	e_0 [mm]	$R_{p0.2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$A\%$ [%]
HSLA320	2	340	450	30

Table 1.5 – Caractéristiques techniques du matériau d'étude HSLA320 avec e_0 l'épaisseur initiale de la tôle, $R_{p0.2}$ la limite d'élasticité conventionnelle à 0.2% de déformation plastique, R_m la résistance à rupture et $A\%$ l'allongement à rupture (caractéristiques données dans le sens travers au sens de laminage)

Développement d'un essai d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement pour produits plats en acier

Sommaire

2.1	Étude bibliographique des essais de cisaillement	49
2.1.1	Indicateurs de comparaison	49
2.1.2	Essai de cisaillement simple	51
2.1.3	Essais ASTM	53
2.1.4	Essai Samshear	54
2.1.5	Essai de torsion plane : disque	56
2.1.6	Essai de torsion plane : TwinBridge	58
2.1.7	Comparaison des essais présents dans la littérature	59
2.2	Développement d'un nouvel essai de cisaillement	62
2.2.1	Présentation du montage d'essai	62
2.2.2	Première géométrie : disque à épaisseur variable	64
2.2.3	Seconde géométrie : disque lumières	66
2.2.4	Comparaison avec la bibliographie	70
2.3	Résultats des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement	72
2.3.1	Protocole expérimental	72
2.3.2	Résultats	77
2.4	Conclusions	81

La géométrie d'une structure ainsi que le trajet de chargement subi peuvent conduire à un champ de contrainte complexe. L'influence de la nature du champ de contrainte sur les propriétés en fatigue doit donc être étudiée afin d'être prise en compte dans la modélisation. La caractérisation en fatigue multiaxiale s'avère particulièrement importante en vue d'identifier les paramètres associés aux critères de fatigue classiquement utilisés dans les démarches de dimensionnement des structures. Afin d'améliorer la précision de ces critères, il est important de connaître les limites d'endurance sous un chargement cyclique de traction, mais également sous un chargement cyclique de cisaillement homogène (voir §1.1.2). Or, dans le cas des tôles minces, la caractérisation en fatigue sous chargement cyclique de cisaillement est difficile. L'objectif de ce chapitre est donc de proposer une nouvelle solution basée sur l'utilisation de mesures d'Auto-Échauffement. Le but est alors de concevoir, réaliser et valider un nouvel essai de caractérisation en fatigue sous sollicitation de cisaillement cyclique par des mesures d'Auto-Échauffement. Compte tenu du fait que les essais de fatigue classiques sous un tel chargement sont difficiles à réaliser, les résultats issus de nouvel essai de cisaillement ne pourront pas être comparés avec ceux provenant d'une campagne de fatigue. Pour le développement de ce nouvel essai, plusieurs conditions doivent être respectées :

- l'état considéré doit tendre vers un champ de contrainte de cisaillement homogène ;
- une approche thermique 0D doit pouvoir être considérée ;
- le champ de température doit pouvoir être mesurable dans la zone d'étude de l'éprouvette considérée.

Dans un premier temps, une étude bibliographique sur les essais de cisaillement sur produits plats existant est présentée. Afin de pouvoir comparer tous ces essais entre eux, huit indicateurs de comparaison sont utilisés. Cette étude montre la nécessité de développer un nouvel essai permettant de réaliser des essais d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement sur produit plat en acier. Le développement de ce nouvel essai est alors présenté, ainsi que la conception de deux nouvelles géométries d'éprouvette. Enfin, les résultats des essais d'Auto-Échauffement avec ce nouvel essai, pour les deux géométries développées, sont présentés.

2.1 Étude bibliographique des essais de cisaillement

Dans le but de déterminer si les essais présentés dans cette étude bibliographique correspondent aux attentes d'un essai d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement, tous les essais listés dans cette partie ont été modélisés par éléments finis sous ABAQUS. Afin de pouvoir les comparer entre eux, huit indicateurs de comparaison sont introduits, notés IC_i (avec $i \in \{1, \dots, 8\}$). Ces indicateurs sont d'abord présentés, puis chacun des essais retenus est étudié.

2.1.1 Indicateurs de comparaison

Les indicateurs de comparaison sont écrits en fonction des invariants du tenseur des contraintes et de son déviateur, tels que

$$I_1 = \text{Trace}(\underline{\underline{\sigma}}) \quad ; \quad J_2 = \sqrt{\frac{3}{2} \text{Trace}(\underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{S}})} \quad ; \quad J_3 = \sqrt[3]{\frac{9}{2} \text{Trace}(\underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{S}})} \quad (2.1)$$

avec I_1 le premier invariant du tenseur des contraintes et J_2 et J_3 le second et le troisième invariant du tenseur déviatorique des contraintes. L'état de référence considéré est le cas

d'un champ de contrainte de cisaillement pur. Cet état est défini par

$$I_1 = 0 \quad ; \quad J_2 = \sqrt{3}\tau \quad ; \quad J_3 = 0 \quad (2.2)$$

avec τ la contrainte de cisaillement. Pour tous les essais, la moyenne de chacun des trois invariants considérés est calculée dans la zone utile des éprouvettes associées. Les deux premiers indicateurs de comparaison sont respectivement la valeur absolue de la moyenne des invariants I_1 et J_3 , normée par la moyenne de l'invariant J_2 , tel que

$$IC_1 = \frac{|I_1 \text{ moy}|}{J_2 \text{ moy}} \quad ; \quad IC_2 = \frac{|J_3 \text{ moy}|}{J_2 \text{ moy}} . \quad (2.3)$$

Le troisième indicateur compare la valeur moyenne de l'invariant J_2 à la valeur théorique, notée $J_{2 \text{ theo}}$, pour un champ de contrainte de cisaillement homogène, définit par

$$IC_3 = \frac{|J_2 \text{ moy}|}{J_{2 \text{ theo}}} . \quad (2.4)$$

Si le champ de contrainte dans la zone considérée tend vers un champ de cisaillement homogène, alors les indicateurs IC_1 et IC_2 devraient tendre vers une valeur nulle et l'indicateur IC_3 vers la valeur 1. Ces trois premiers indicateurs donnent une information en moyenne sur chacun des invariants indépendamment les uns des autres. Dans le plan des invariants, un paramètre noté d est introduit, défini par

$$d = \sqrt{(aI_1)^2 + (b(J_2 - J_{2 \text{ theo}}))^2 + (cJ_3)^2} \quad (2.5)$$

représentant la distance entre le point théorique (solution analytique de cisaillement) et l'état de contrainte considéré (Fig.2.1). Afin que les trois invariants aient le même poids, pour un champ de contrainte de traction homogène, définit par

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \longrightarrow \underline{\underline{S}} = \frac{1}{3} \begin{pmatrix} 2\sigma & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma \end{pmatrix} \longrightarrow \begin{cases} I_1 = \sigma \\ J_2 = |\sigma| \\ J_3 = |\sigma| \end{cases} \longrightarrow \begin{cases} a = 1 \\ b = 1 \\ c = 1 \end{cases} \quad (2.6)$$

les trois paramètres a , b et c introduits (Eq.2.5) doivent être égaux à 1. À partir de cette distance, un nouvel indicateur de comparaison est établi, IC_4 ,

$$IC_4 = \frac{\text{moy} \left[\sqrt{I_1^2 + (J_2 - J_{2 \text{ theo}})^2 + J_3^2} \right]}{J_{2 \text{ theo}}} \quad (2.7)$$

correspondant à la distance moyenne entre le point représentant le champ de contrainte considéré et la solution analytique pour un champ de contrainte de cisaillement homogène, normé par la valeur $J_{2 \text{ theo}}$.

Ces quatre indicateurs de comparaison donnent des informations en moyenne sur la zone utile considérée. La dispersion de ces résultats est également considérée par le calcul de l'écart-type de chacun de ces indicateurs, ce qui donne quatre nouveaux indicateurs de comparaison IC_5 à IC_8 , tels que¹

1. std : standard deviation

$$IC_5 = \frac{\text{std}(I_1)}{J_2 \text{ moy}} \quad ; \quad IC_6 = \frac{\text{std}(J_2)}{J_2 \text{ moy}} \quad ; \quad IC_7 = \frac{\text{std}(J_3)}{J_2 \text{ moy}} \quad (2.8)$$

et

$$IC_8 = \frac{\text{std} \left[\sqrt{I_1^2 + (J_2 - J_2 \text{ theo})^2 + J_3^2} \right]}{J_2 \text{ theo}} \quad (2.9)$$

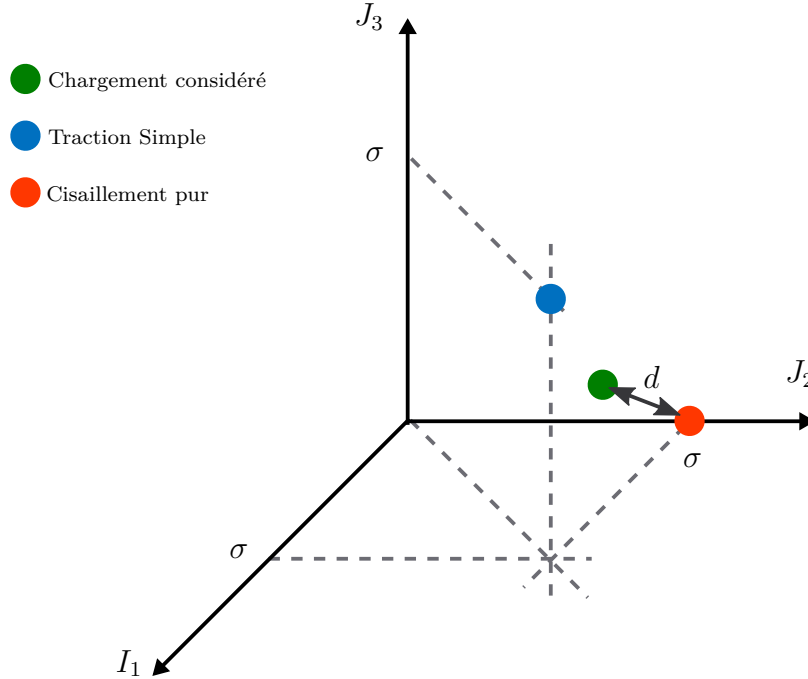


Figure 2.1 – Espace des invariants

2.1.2 Essai de cisaillement simple

Le premier essai considéré est un essai de cisaillement simple qui a été proposé par [Miyachi, 1984]. L'éprouvette utilisée possède deux zones de cisaillement symétriques et est sollicitée en traction uniaxiale. Le principe est d'appliquer un effort sur la partie centrale d'une tôle, tout en fixant les extrémités (Fig.2.2). Due à la symétrie, les forces de cisaillement sont équilibrées dans les deux zones utiles. Cet essai est très efficace pour faire de la caractérisation mécanique de matériau [Rauch, 1998]. Ensuite, d'autres équipes de recherche se sont intéressées à cet essai pour faire, par exemple, de la caractérisation d'anisotropie du comportement et de l'identification de lois de comportement (*e.g.* [Moussy, 1990], [Liu, 1990], [Bouvier et al., 2006] ...).

Cet essai a été modélisé sous ABAQUS pour observer le champ de contrainte induit lors de la sollicitation de traction. La contrainte de cisaillement théorique dans chacune des deux zones est donnée par

$$2 \times \tau_{\text{theo}} = \frac{F}{L.e} \quad (2.10)$$

avec $L = 100\text{mm}$ et $e = 2\text{mm}$ respectivement la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette. En appliquant une force de 40 kN (choisie arbitrairement), la contrainte de cisaillement théorique dans chacune des zones utiles est de 100 MPa (chacune des zones voit la force $F/2$). Les valeurs des indicateurs de comparaison sont ainsi calculées (Tab.2.1). Ils sont tous proches

2.1. Étude bibliographique des essais de cisaillement

Valeur	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
cible	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
obtenue	2.46e-16	4.87e-9	1.03	0.36	0.24	0.40	0.15	0.34

Table 2.1 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai de cisaillement simple

de leurs valeurs cibles. D'après l'indicateur IC_3 , la contrainte moyenne de cisaillement est proche la valeur théorique (Fig.2.3). En moyenne dans la zone utile, les indicateurs IC_1 et IC_2 sont pratiquement nuls et la distance est faible (indicateur IC_4) entre les représentations du chargement théorique et numérique dans l'espace des contraintes. Les moyennes des écarts-types de ces indicateurs sont faibles (IC_5 à IC_8), ce qui montre l'homogénéité du champ de contrainte.

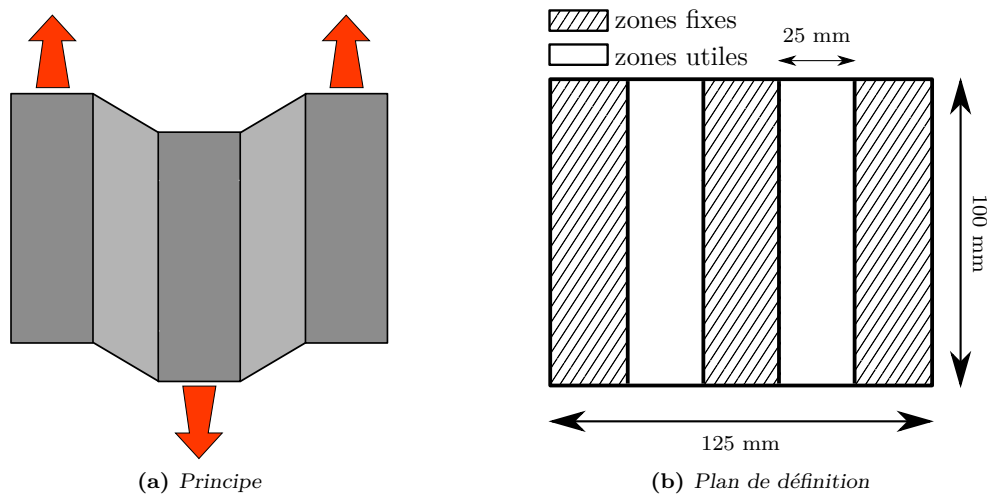


Figure 2.2 – Essai de cisaillement simple sur tôle

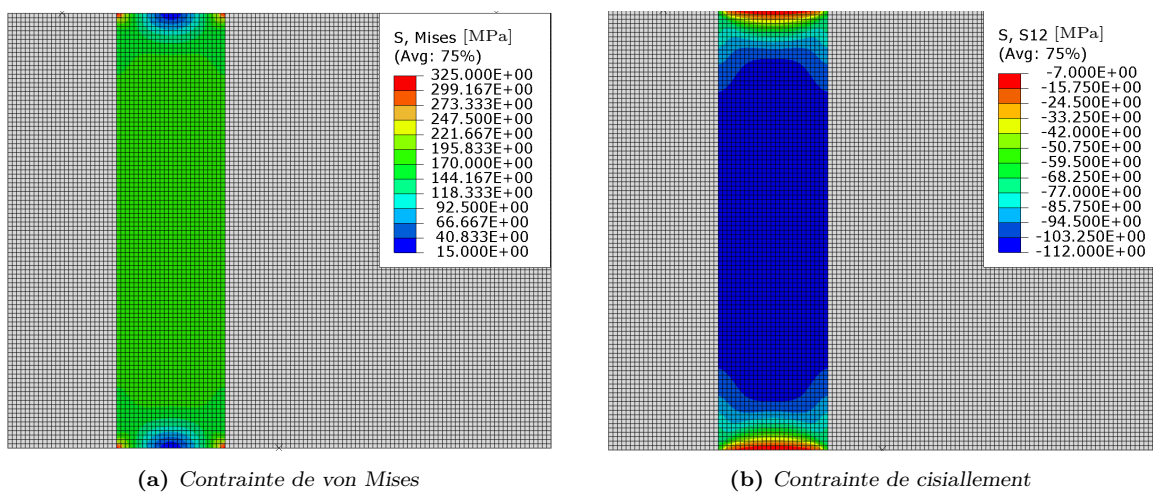


Figure 2.3 – Résultats du calcul par éléments finis de l'essai de cisaillement simple : (a) contrainte de von Mises; (b) contrainte de cisaillement

Cet essai présente plusieurs avantages. La géométrie de l'éprouvette est simple, il n'y a pas d'accident géométrique conduisant à des zones de concentration de contraintes, de grandes déformations sont possibles et le changement de sens de sollicitation est possible et simple. Cependant, il est assez difficile à mettre en œuvre pour éviter tout problème de déformations non souhaitées dans les mors (problème de glissement de matière au niveau de la jonction entre les zones utiles et les zones fixes, Fig.2.2). Ce phénomène perturberait les mesures thermiques pour un essai d'Auto-Échauffement.

2.1.3 Essais ASTM

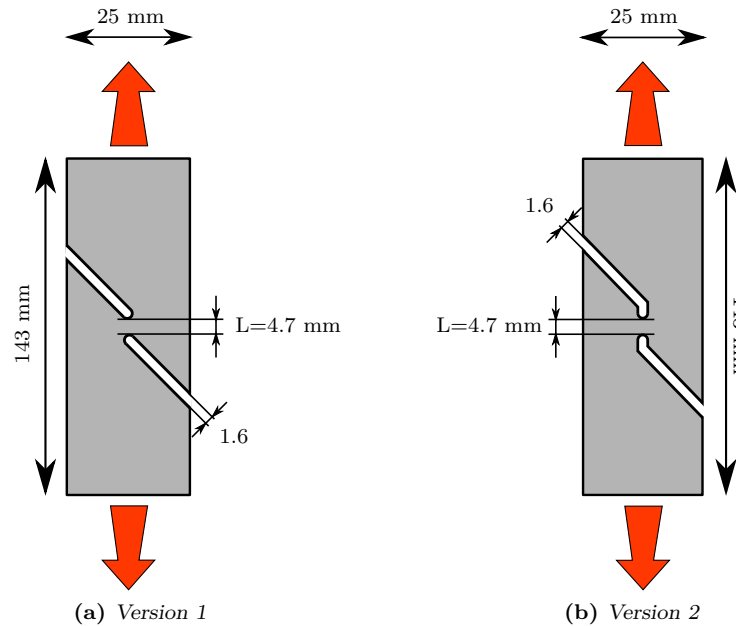


Figure 2.4 – Essai de cisaillement ASTM : (a) norme ASTM B831, (b) amélioration proposée par [Merklein and Biasutti, 2011]

L'ASTM² (organisme de normalisation qui rédige et produit des normes techniques aux États-Unis) a développé un essai sous le nom de la norme ASTM B831 [ASTM, 2005]. Cet essai de cisaillement simple a été initialement développé pour étudier le comportement de produits plats en aluminium sous un chargement de cisaillement en considérant une zone utile localisée (Fig.2.4(a)). L'un des principaux avantages de cet essai est l'étude de l'anisotropie des propriétés du matériau qui est plus précise en comparaison avec l'essai de cisaillement classique précédent [Rauch, 1998]. Cependant, lors de la sollicitation, le centre de l'éprouvette subit une légère rotation due à sa géométrie. Pour remédier à ce problème, [Merklein and Biasutti, 2011] ont proposé une amélioration de la géométrie (Fig.2.4(b)). Cette nouvelle solution permet notamment de favoriser le changement de sens de la sollicitation afin d'envisager des essais de cisaillement cycliques. Mais, compte tenu de la faible épaisseur des tôles, il y a un fort risque de flambement en compression [Yin et al., 2012].

Ces deux géométries ont été modélisées sous ABAQUS afin de déterminer les valeurs des indicateurs de comparaison (Tab.2.2). La contrainte de cisaillement théorique est calculée par

$$\tau_{\text{theo}} = \frac{F}{L.e} \quad (2.11)$$

2. American Society for Testing and Materials

où $L = 4.7\text{mm}$ et $e = 2\text{mm}$ représentent respectivement la longueur de la zone utile et l'épaisseur de l'éprouvette. Un effort de 940 N est appliqué afin d'obtenir une contrainte de cisaillement théorique de 100 MPa. Le champ de contrainte en cisaillement est globalement homogène dans la zone utile pour les deux configurations et de faibles concentrations de contraintes peuvent être observées sur les bords arrondis (Fig.2.5). L'indicateur de comparaison IC_3 est très proche de sa valeur cible (*i.e.* 1) pour les deux géométries, ce qui implique que la contrainte de cisaillement moyenne est proche de la valeur théorique (Tab.2.2). Les autres indicateurs ont des valeurs éloignées de leurs valeurs cibles, particulièrement pour l'indicateur IC_4 .

Valeur cible	Version	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
	1	0.44	0.51	1.03	1.25	0.94	0.84	0.45	0.83
	2	0.35	0.46	0.99	1.23	0.92	0.85	0.40	0.74

Table 2.2 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour les essais ASTM (versions 1 et 2)

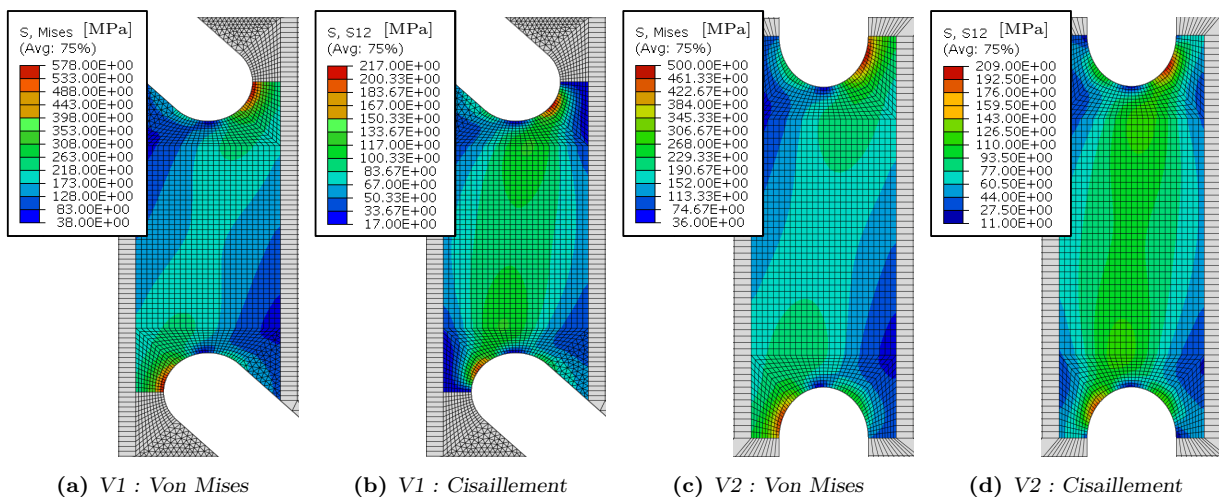


Figure 2.5 – Résultats des calculs par éléments finis des essais ASTM : (a) et (c) contrainte de Von Mises respectivement pour la version 1 et 2; (b) et (d) contrainte de cisaillement respectivement pour la version 1 et 2

2.1.4 Essai Samshear

En 2004, ArcelorMittal a développé un nouvel essai de fatigue en cisaillement sur tôles, appelé Samshear ([Galtier and Weber, 2006]). Il est basé sur le même principe que les essais précédents, c'est-à-dire obtenir un champ de contrainte de cisaillement à partir d'un effort de traction (Fig.2.6(a)). La géométrie présente une réduction de section suivant la largeur et plusieurs versions ont été testées concernant la zone utile afin de valider l'essai. La solution retenue présente une empreinte hémisphérique (enlèvement de matière) en son centre (Fig.2.6(b)). Cette empreinte permet de concentrer les contraintes de cisaillement au centre de la zone utile.

Cet essai a été développé pour réaliser des essais de fatigue sous chargement cyclique, contrairement aux autres essais présentés. Cependant, il existe un couplage entre les con-

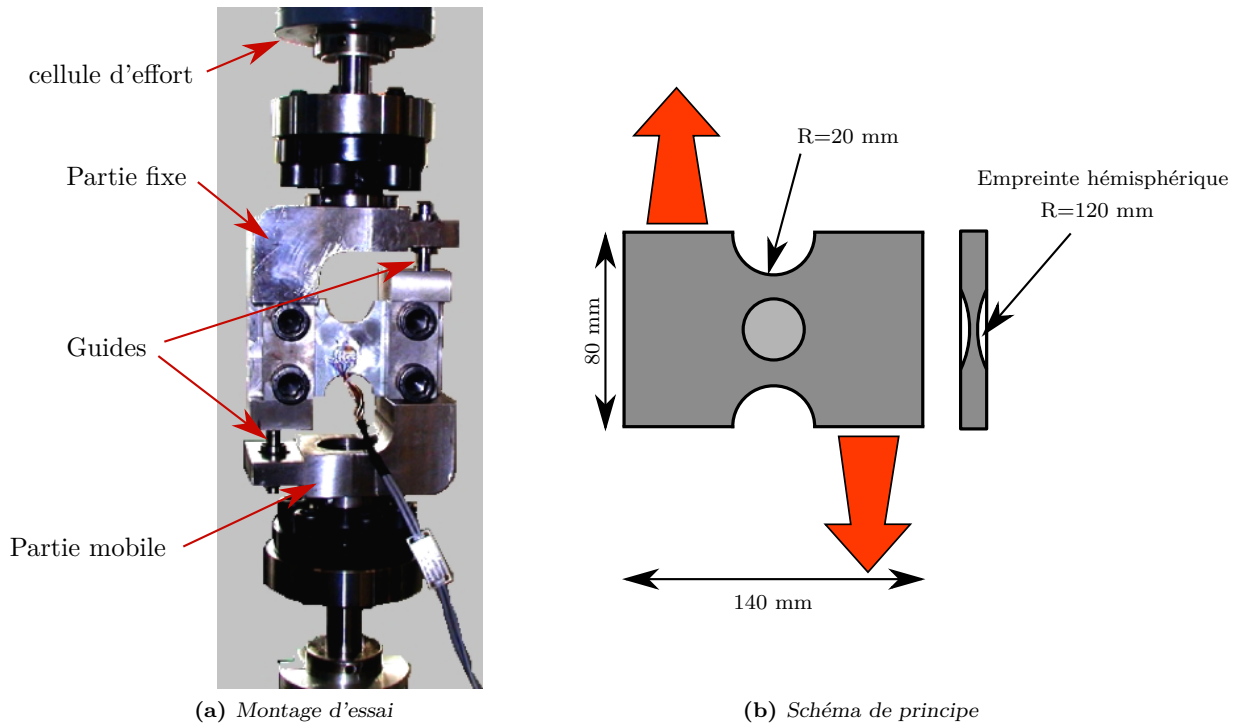


Figure 2.6 – Essai SAMSHEAR

traintes de cisaillement et la pression hydrostatique qui conduit à une rupture prématurée. L'amorçage se fait régulièrement sur un des rayons extérieurs et donc les essais ne sont pas exploitables. De plus, avec cette solution, les contraintes sont concentrées au centre de l'éprouvette et, par conséquent, le champ thermique sera hétérogène et concentré en un point au centre de la zone utile. Donc, il est impossible de réaliser des essais d'Auto-Échauffement avec une analyse thermique 0D.

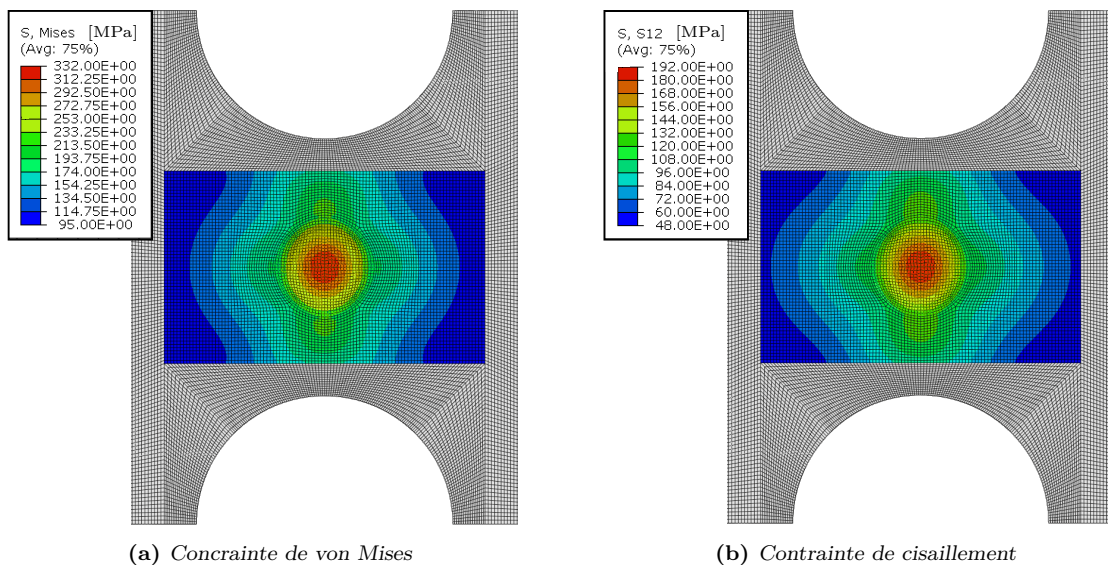


Figure 2.7 – Résultats du calcul par éléments finis de l'essai SAMSHEAR

Valeur	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
cible	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
obtenue	1.95e-5	1.14e-4	1.00	0.70	0.28	0.60	0.32	0.22

Table 2.3 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour l’essai SAMSHEAR

À cause de l’empreinte hémisphérique, le calcul théorique de la contrainte de cisaillement n’est pas évident. L’effort appliqué dans le modèle éléments finis est de 8kN, ce qui donnerait une contrainte équivalente de cisaillement de 100MPa si la section était constante (sans empreinte hémisphérique). Comme c’était attendu, les contraintes sont concentrées au centre de l’éprouvette (Fig.2.7). Afin de pouvoir calculer les indicateurs de comparaison, la valeur de J_2 _{theo} est considérée comme étant la valeur moyenne de J_2 issue du calcul par éléments finis. L’indicateur de comparaison IC_3 est donc égal à 1. Les autres indicateurs sont assez proche des valeurs cibles, excepté pour IC_4 et IC_6 (Tab.2.3).

2.1.5 Essai de torsion plane : disque

L’essai de torsion plane sur éprouvette disque a été proposé par [Marciniak, 1961] pour étudier l’écrouissage cyclique du cuivre. Le chargement est appliqué via un déplacement de rotation, contrairement aux autres essais présentés où le chargement est dû à un déplacement de translation. L’éprouvette utilisée est un disque plein. Le principe est de fixer la partie extérieure de l’éprouvette, *i.e.* le plus grand rayon du disque, et le mouvement de rotation est transmis sur la partie centrale du disque. Un champ de contrainte de cisaillement est créé dans la zone libre par le mouvement relatif entre le centre de l’éprouvette (partie mobile) et l’extérieur du disque (partie fixe) (Fig.2.8).

La contrainte de cisaillement, définie par

$$\begin{aligned} \tau(r) = \frac{C}{2.e.\pi.r^2} \quad \Rightarrow \quad \tau_{\text{theo moy}} &= \left(\frac{1}{R_{\text{max}} - R_{\text{min}}} \right) \int_{R_{\text{min}}}^{R_{\text{max}}} \frac{C}{2.\pi.e.r^2} dr \\ &= \frac{C}{2.\pi.e.(R_{\text{max}} - R_{\text{min}})} \left(\frac{1}{R_{\text{min}}} - \frac{1}{R_{\text{max}}} \right) \end{aligned} \quad (2.12)$$

n’est pas constante dans la zone utile. Cet essai est modélisé sous ABAQUS, avec $R_{\text{max}} = 40\text{mm}$ et $R_{\text{min}} = 20\text{mm}$, et un couple de 1005 Nm est appliqué afin d’obtenir une contrainte de cisaillement moyenne dans la zone utile de 100 MPa. Les valeurs des indicateurs de comparaison sont proches des valeurs cibles (Tab.2.4). En moyenne dans la zone utile, les deux premiers indicateurs IC_1 et IC_2 sont très proches de 0 et IC_3 montre que la contrainte de cisaillement moyenne tend vers la valeur théorique.

Valeur	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
cible	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
obtenue	7.86e-11	1.79e-5	1.00	0.34	3.78e-7	5.92e-3	0.40	0.22

Table 2.4 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour l’essai de cisaillement sur disque

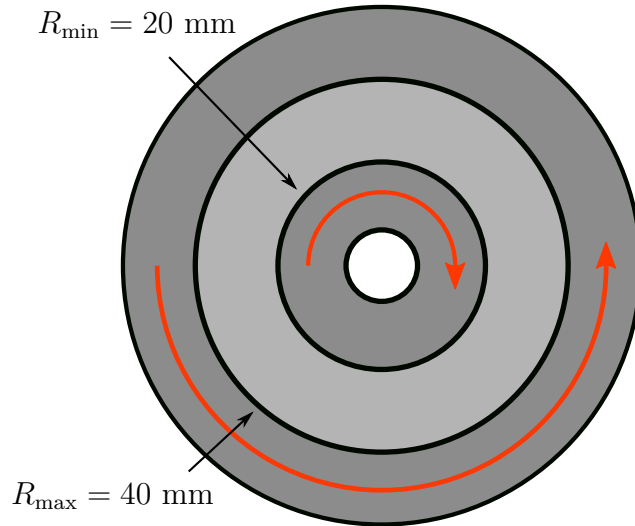


Figure 2.8 – Essai de cisaillement sur disque

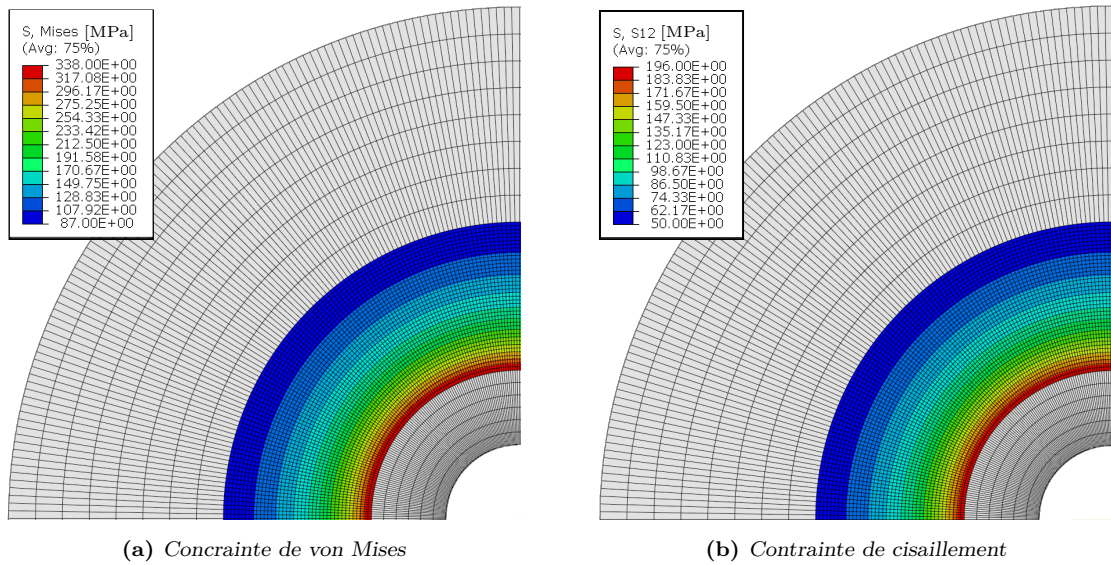


Figure 2.9 – Résultats du calcul par éléments finis de l'essai de cisaillement sur disque

Un chargement cycle peut être appliqué pour cet essai, donc un essai d'Auto-Échauffement pourrait être réalisé. Cependant, comme le montrent les résultats par éléments finis (Fig.2.9) le champ de contrainte n'est pas homogène dans la zone utile, ce qui rend une analyse thermique 0D moins aisée. Les contraintes sont maximales au niveau de la frontière entre la zone utile et la zone centrale (partie mobile). Aucune concentration de contrainte n'est présente dans cette modélisation, mais ce phénomène risque d'apparaître expérimentalement dû aux conditions limites. De plus, le couple maximal qui doit être appliqué est très important, ce qui risque de rendre la transmission de ce couple difficile.

2.1.6 Essai de torsion plane : TwinBridge

Une modification de l'essai de cisaillement sur disque, appelée essai TwinBridge, a été réalisée [Brosius et al., 2011]. L'objectif principal de cette modification est d'étudier l'influence de l'anisotropie des propriétés du matériau en cisaillement sur des aciers laminés. L'éprouvette utilisée est un disque, comme pour l'essai précédent, sur lequel deux enlèvements de matières circulaires ont été réalisés afin d'obtenir deux zones utiles symétriques (Fig.2.10). L'anisotropie du matériau peut donc être étudiée en réalisant les enlèvements de matières suivant différentes directions par rapport au sens de laminage.

La contrainte de cisaillement théorique, définie par

$$\tau_{\text{theo}} = \frac{C}{2.e.\Delta\theta.R_m^2} \quad (2.13)$$

est calculée au niveau de la ligne médiane de la zone utile (Fig.2.10). Le couple appliqué est de 65 Nm pour avoir une contrainte de cisaillement théorique de 100 MPa, avec une épaisseur e de 2mm, $\Delta\theta = 20^\circ$ et $R_m = 21.5\text{mm}$. Les valeurs des indicateurs de comparaison sont données dans le tableau (Tab.2.5). Seuls IC_1 , IC_2 et IC_3 sont proches des valeurs cibles.

L'un des avantages de cet essai est que le couple à transmettre est plus faible que pour le cas du disque plein, car la section de la zone utile est réduite. Cependant, des concentrations de contraintes sont présentes aux bords des zones utiles (Fig.2.11) ce qui peut perturber le champ de dissipation thermique qui est mesuré lors d'un essai d'Auto-Échauffement. De plus, compte tenu de la faible dimension des zones utiles, les mesures thermiques deviennent difficiles.

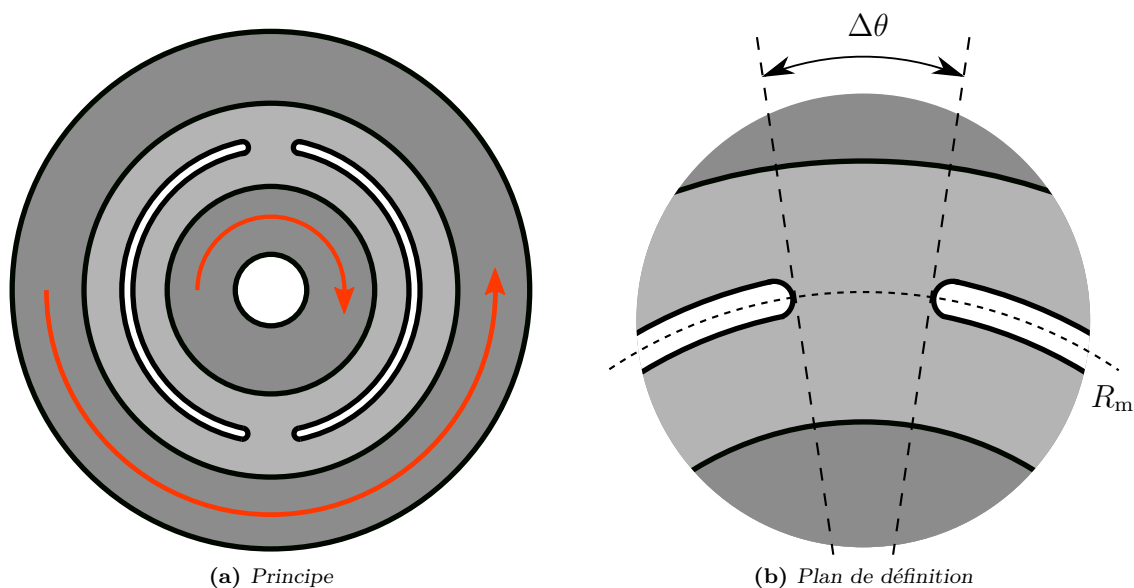


Figure 2.10 – Essai de cisaillement sur disque TwinBridge

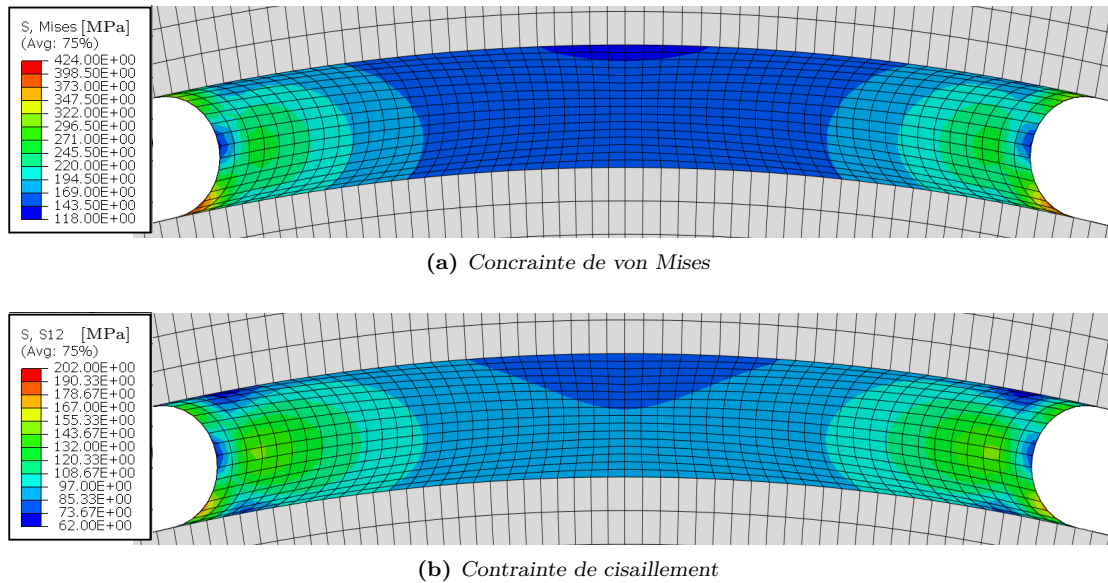


Figure 2.11 – Résultats du calcul par éléments finis de l'essai TwinBridge

Valeur	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
cible	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
obtenue	2.48e-3	7.93e-3	1.02	0.68	0.62	0.67	0.24	0.66

Table 2.5 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour l'essai TwinBridge

2.1.7 Comparaison des essais présents dans la littérature

Les indicateurs de comparaison ont été déterminés pour chacun des essais présentés dans ce chapitre après avoir réalisé une modélisation par éléments finis sous ABAQUS (Tab.2.6). Ces essais sont alors comparés (Fig.2.12, Fig.2.13).

Les deux premiers indicateurs IC_1 et IC_2 (Eq.2.3) donnent une valeur semblable, proche de la valeur cible, pour la plupart des essais excepté pour les deux versions de l'essai ASTM (Fig.2.12(a) et (b)). L'indicateur IC_3 (Eq.2.4) est proche de la valeur cible pour tous les essais (Fig.2.12(c)). C'est-à-dire qu'en moyenne dans la zone utile, la contrainte de cisaillement est proche de la contrainte théorique. Concernant le quatrième indicateur (Eq.2.7), représentant la distance entre l'état de contrainte numérique et théorique, dans l'espace des invariants, les deux essais dont la valeur de cet indicateur est proche de la valeur cible sont l'essai de cisaillement simple et l'essai de torsion plane sur disque (Fig.2.12(d)). Ces deux essais donnent également des résultats les plus proches des valeurs cibles pour les quatre derniers indicateurs (Eq.2.8, Eq.2.9 et Fig.2.13).

Alors, ces deux essais seraient les plus appropriés. Cependant, seul l'essai de torsion plane sur disque permet d'appliquer facilement un chargement cyclique. Cette solution ne présente pas de concentration de contraintes dans la modélisation, mais ce phénomène peut apparaître expérimentalement dû au serrage de l'éprouvette. Le champ de contrainte dans la zone utile n'est pas homogène, il évolue radialement, ce qui rend une analyse thermique 0D délicate.

2.1. Étude bibliographique des essais de cisaillement

De plus, le couple maximal nécessaire est très important (de l'ordre de 1000Nm), ce qui peut amener des difficultés sur la transmission de ce couple. C'est pourquoi, à partir de cette solution, un nouvel essai de cisaillement a été développé. Le but étant de définir une, ou plusieurs, nouvelle(s) géométrie(s) permettant de réaliser des essais d'Auto-Échauffement. Les deux principaux objectifs sont de diminuer le couple maximal nécessaire et d'obtenir un champ de contrainte le plus homogène possible dans la zone utile afin de faciliter une analyse thermique 0D.

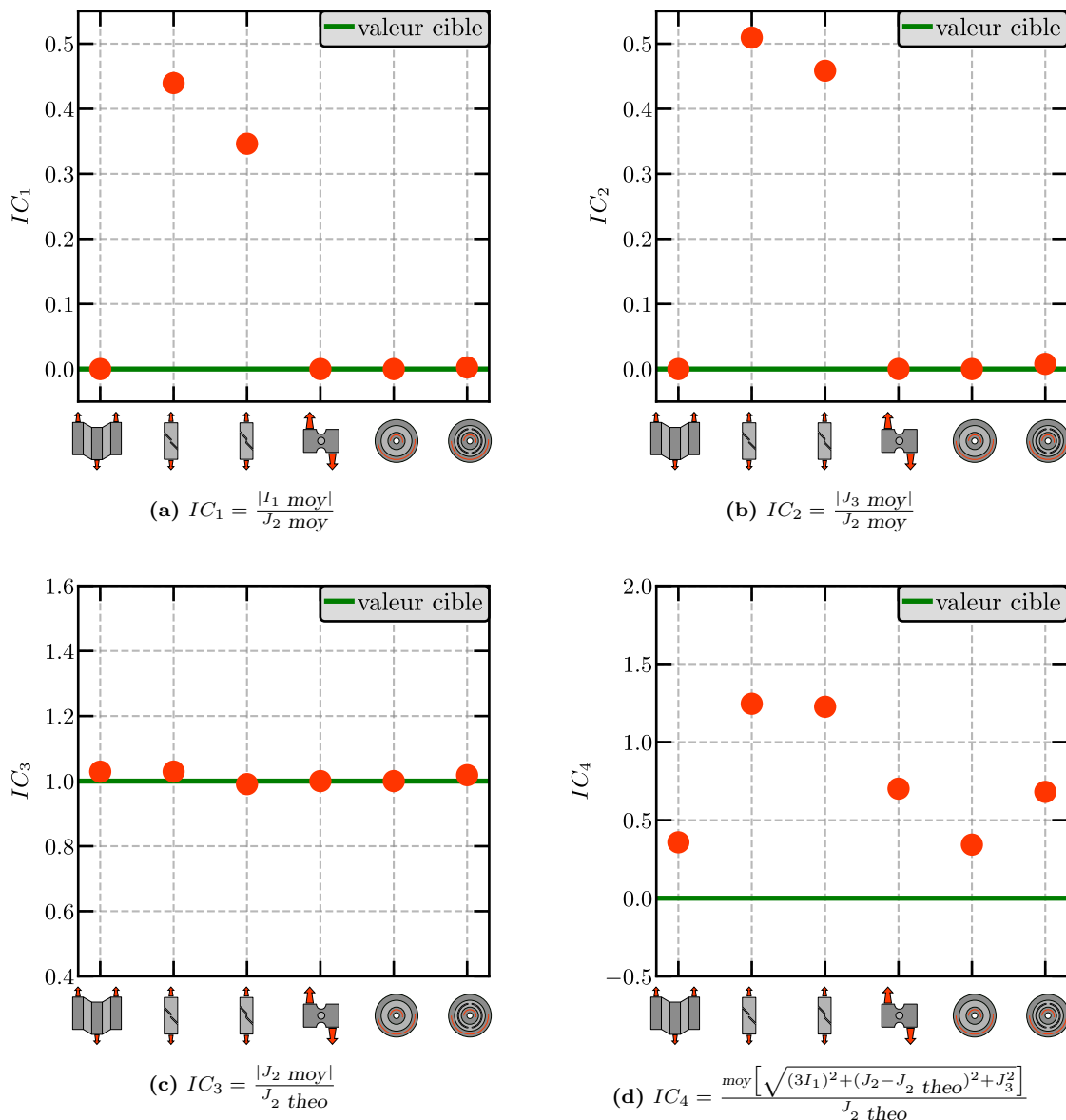


Figure 2.12 – Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_1 , IC_2 , IC_3 , IC_4

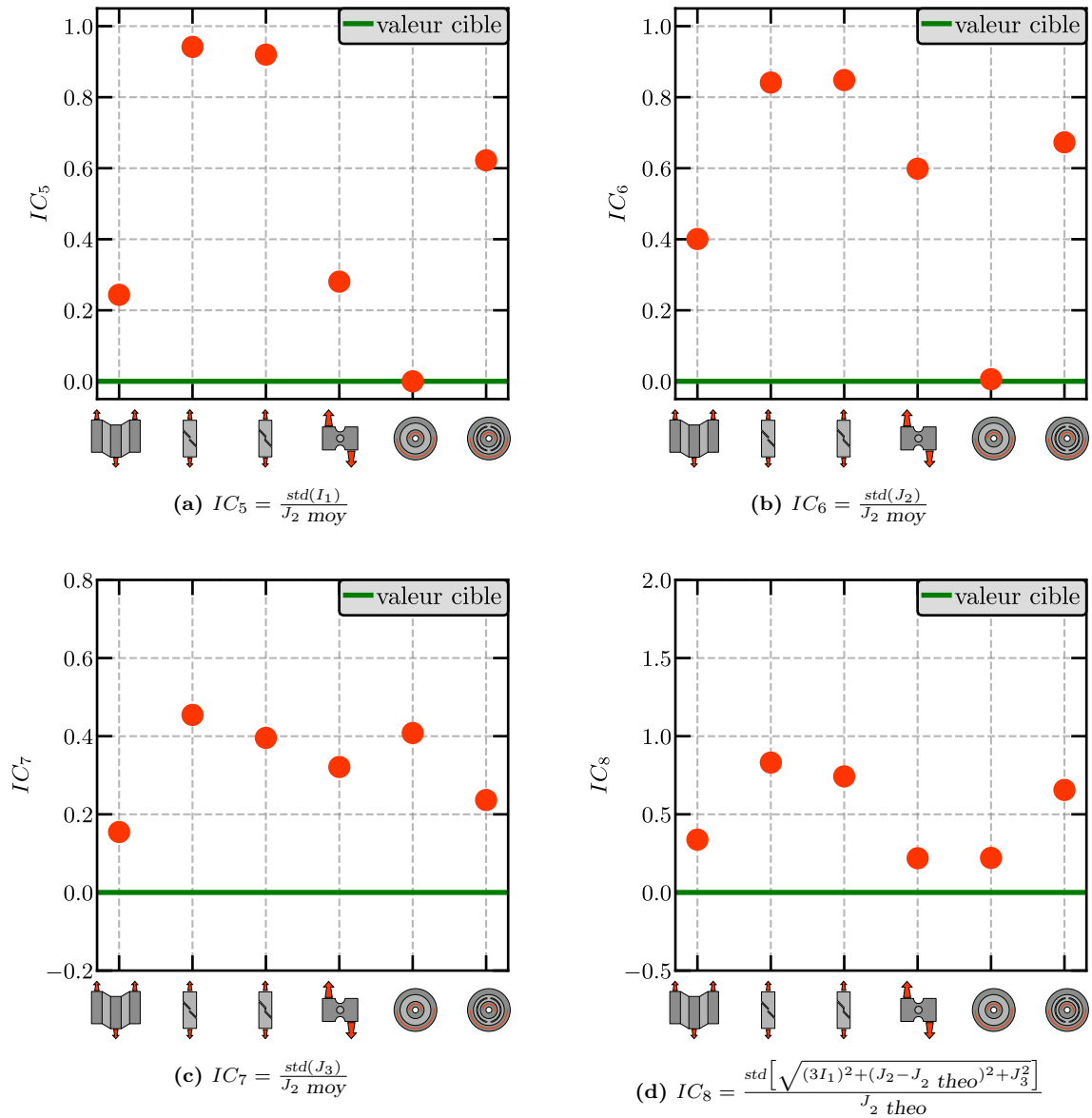


Figure 2.13 – Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_5 , IC_6 , IC_7 , IC_8

Essais	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
Cisaillement simple	2.46e-16	4.87e-9	1.03	0.36	0.24	0.40	0.15	0.34
ASTM (v1)	0.44	0.51	1.03	1.25	0.94	0.84	0.45	0.83
ASTM (v2)	0.35	0.46	0.99	1.23	0.92	0.85	0.40	0.74
Samshear	1.95e-5	1.14e-4	1.00	0.70	0.28	0.60	0.32	0.22
Disque	7.86e-11	1.79e-5	1.00	0.34	3.78e-7	5.92e-3	0.40	0.22
TwinBridge	2.48e-3	7.93e-3	1.02	0.68	0.62	0.67	0.24	0.66
Valeurs cibles	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Table 2.6 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour les différents essais

2.2 Développement d'un nouvel essai de cisaillement

De tous les essais présentés dans la partie précédente, aucun ne permet la réalisation d'un essai d'Auto-Échauffement sous chargement cyclique, dans des conditions facilement interprétables. Il est donc nécessaire de développer un nouvel essai de cisaillement sur produits plats en acier sous sollicitation cyclique. Pour cela, une éprouvette de type disque semble être la plus adaptée.

Dans le cas du disque plein (§2.1.5), le champ de contrainte dans la zone utile est non-homogène radialement car la section, définie par

$$\tau(r) = \frac{C}{S(r).r} = \frac{C}{2\pi.e_0.r^2} \quad (2.14)$$

évolue en fonction du rayon, avec e_0 et r respectivement l'épaisseur et le rayon du disque.

Pour pouvoir faciliter la mise en œuvre, un champ de contrainte homogène dans la zone utile serait souhaitable. Cela donne une condition sur l'évolution de la section. En effet, pour avoir une contrainte de cisaillement constante radialement, la section doit évoluer en $1/r$. Deux nouvelles géométries ont été développées et sont présentées dans cette partie. La première solution envisagée a pour principe de faire varier l'épaisseur du disque radialement, $e = e(r)$. Le champ de contrainte associé est bien homogène radialement. Cependant, concernant le couple à transmettre, cette géométrie est identique au disque à épaisseur constante (disque plein). Pour évaluer le couple nécessaire, un chargement de contrainte équivalente au sens de von Mises de 500MPa est considéré. Cela correspond à une contrainte de cisaillement de 288MPa et le couple alors nécessaire est de 1085Nm. Ce couple est important³. Une seconde géométrie a donc été développée. Pour celle-ci, l'idée est de réaliser des enlèvements de matière (idée similaire à l'essai TwinBridge), appelés "lumières" de façon à obtenir une section constante radialement. Cette géométrie dégrade le champ de contrainte dans la zone utile (sur le bord des découpes) par rapport à la première solution, mais le couple transmis sera réduit.

2.2.1 Présentation du montage d'essai

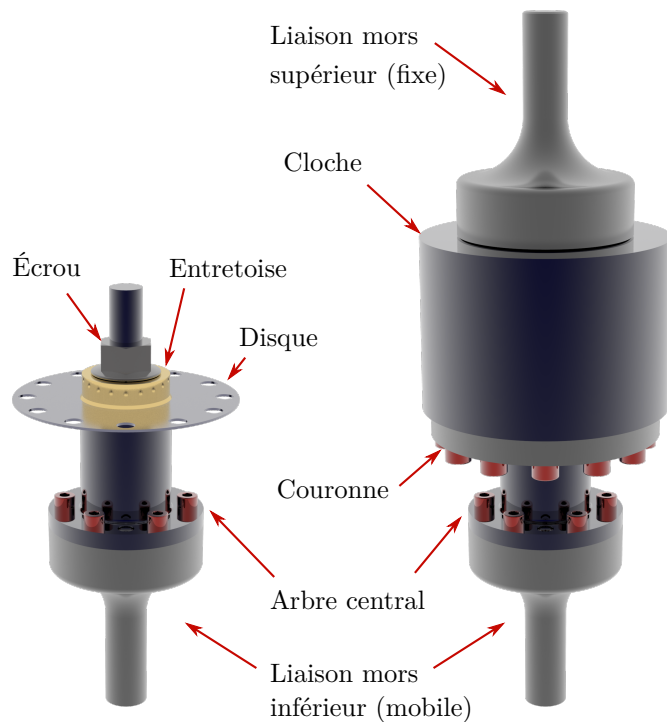
Le principe du montage d'essai est présenté dans cette partie. Ce montage a été conçu pour être utilisé sur une machine hydraulique de traction/torsion MTS 250kN/2200Nm. Il est composé de deux parties principales (Fig.2.14(a)).

La première partie est composée d'un arbre, appelé "arbre central", permettant la transmission du couple de la machine vers le centre de l'éprouvette disque. L'extrémité inférieure de l'arbre est insérée dans le mors inférieur (mobile) de la machine hydraulique. L'éprouvette est mise en position sur l'autre extrémité grâce à un centrage court et un épaulement. Le maintien en position est réalisé par une entretoise et un écrou plus contre-écrou. Le couple est donc transmis au disque par adhérence.

La seconde partie consiste à fixer la partie extérieure du disque (rayon le plus grand). Une pièce, appelée "cloche", est insérée dans le mors supérieur (fixe) de la machine hydraulique et l'éprouvette est fixée par adhérence à la cloche par l'intermédiaire d'une "couronne" et de vis. Les dimensions du montage ont été déterminées à partir des dimensions de l'éprouvette disque à épaisseur constante (Fig.2.15). Pour le développement des deux nouvelles géométries, seule

3. à titre de comparaison, le couple développé par le moteur thermique d'une petite voiture citadine est compris entre 90Nm et 100Nm, celui d'une voiture routière est généralement compris entre 200Nm et 400Nm

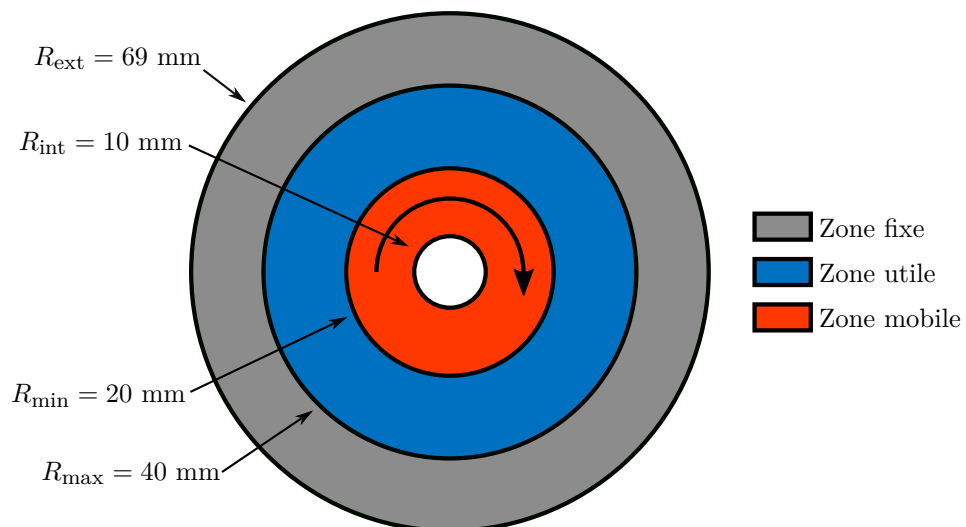
la valeur du rayon minimal de la zone utile (R_{\min}) pourra évoluer. Ce paramètre permet de définir l'air de la surface de serrage (zone mobile Fig.2.15) par laquelle le couple sera transmis à l'éprouvette. Plus il sera grand, alors plus cette surface de serrage sera grande et donc plus le couple transmis pourra être important. Cependant, cette dimension conditionne la conception de l'arbre central. Donc, cette valeur devra satisfaire les deux nouvelles solutions.



(a) Schéma de principe



(b) Montage installé sur la machine

Figure 2.14 – Présentation du montage d'essai**Figure 2.15** – Paramétrage de l'éprouvette disque

2.2.2 Première géométrie : disque à épaisseur variable

Le première solution retenue a pour principe de faire varier l'épaisseur du disque radialement, $e = e(r)$. En effet, pour le disque à épaisseur constante (disque plein), la section $S(r)$ évolue radialement. Pour obtenir une section constante, donc avoir un champ de contrainte homogène, il suffit que l'épaisseur varie en $1/r^2$, telle que

$$\begin{aligned} \forall r, \quad \tau(r) = \frac{C}{2\pi \cdot r \cdot e(r)} = cste &\implies r^2 \cdot e(r) = cste = a \\ &\implies e(r) = \frac{a}{r^2} \end{aligned} \quad (2.15)$$

avec a un paramètre constant à déterminer. En $r = R_{\min}$, la configuration est identique à celle disque à épaisseur constante (disque plein). Donc l'épaisseur est égale à l'épaisseur initiale du disque, $e(r = R_{\min}) = e_0$. Pour que cette condition soit respectée, il faut que $a = R_{\min}^2 \cdot e_0$. L'évolution de l'épaisseur en fonction du rayon r est donnée par

$$e(r) = \frac{R_{\min}^2 \cdot e_0}{r^2}. \quad (2.16)$$

Afin d'observer l'influence de la valeur du rayon minimal de la zone utile (R_{\min}) sur le champ de contrainte, une boucle de calcul éléments finis sous ABAQUS a été réalisée. Une valeur différente de R_{\min} est considérée pour chaque calcul, allant de 15mm à 30mm, par pas de 1mm (Fig.2.16).

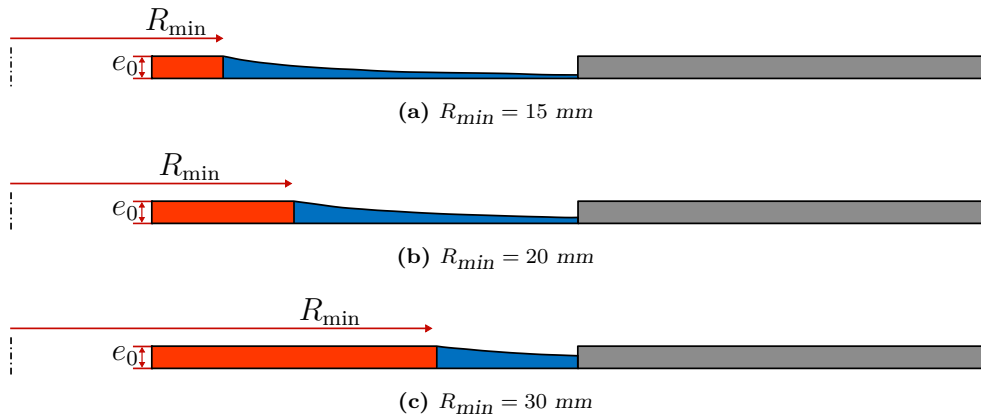


Figure 2.16 – Paramétrage de la géométrie du disque à épaisseur variable (vue en coupe)

Les valeurs des indicateurs de comparaison pour chacun des calculs ABAQUS ont été comparées (Fig.2.17). Il est constaté que pour toutes les géométries (*i.e.*, toutes les valeurs de R_{\min}) les indicateurs donnent des résultats très proches des valeurs théoriques. En effet, il s'agit d'une configuration quasi idéale, donc qu'importe la valeur de R_{\min} le champ de contrainte sera toujours homogène en cisaillement. Cependant, plus la valeur de R_{\min} sera grande, plus la zone de serrage permettant la transmission du couple sera grande, et donc plus le couple transmissible sera important. La valeur de R_{\min} est donc déterminée à partir de la seconde géométrie, présentée dans la prochaine section (§2.2.3). La valeur retenue est $R_{\min} = 28 \text{ mm}$. Les résultats du calcul par éléments finis pour cette géométrie confirment que le champ de contrainte est homogène dans la zone utile (Fig.2.18).

Cette nouvelle géométrie permet de garantir un champ de contrainte homogène dans la zone utile. Elle est très proche de la configuration idéale. Cependant, le couple à transmettre

reste trop important. Il est identique à la configuration initiale, c'est-à-dire un disque plein à épaisseur constante. Une seconde géométrie est donc proposée.

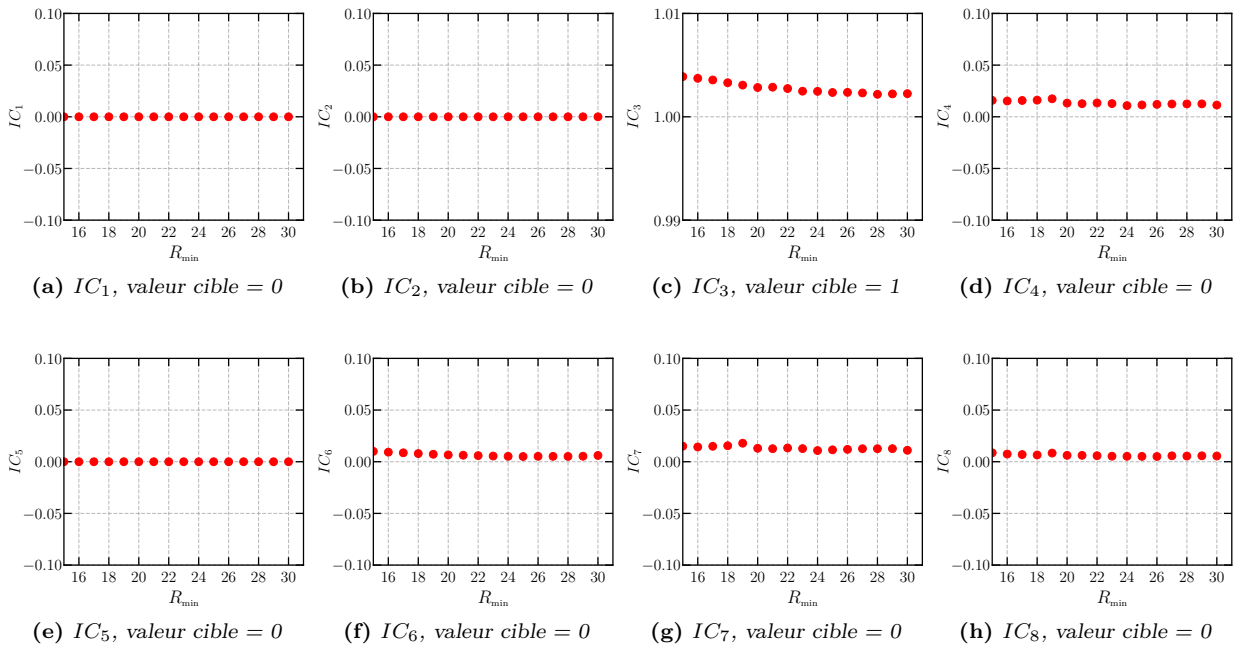


Figure 2.17 – Géométrie disque à épaisseur variable : Indicateurs de comparaison en fonction de la valeur du rayon minimal de la zone utile R_{min}

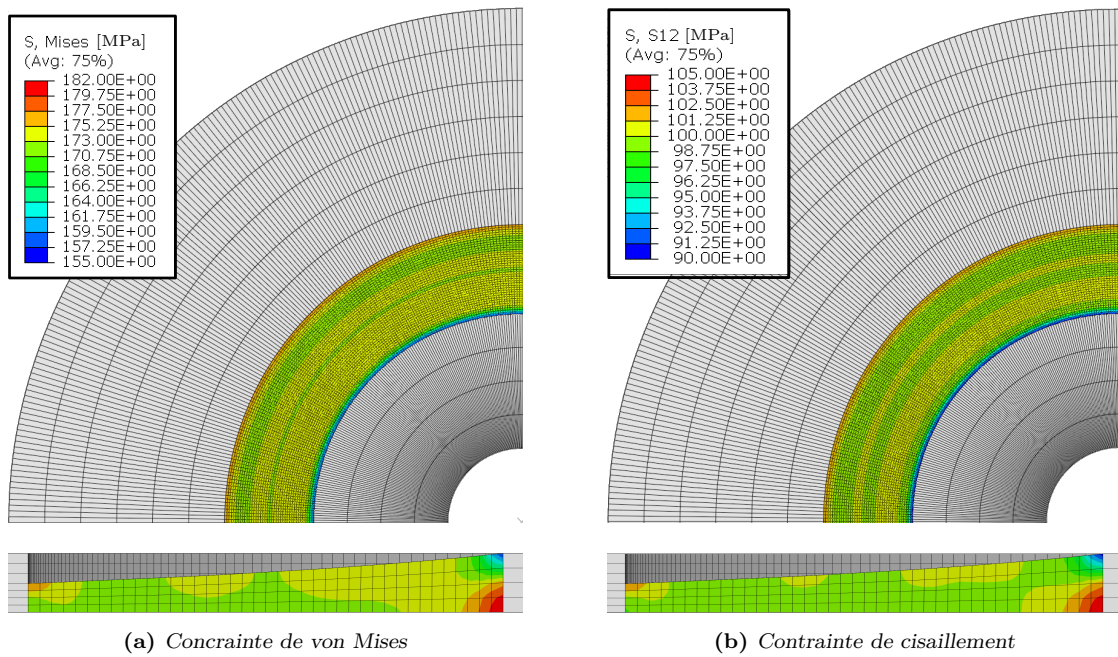


Figure 2.18 – Résultat du calcul ABAQUS pour le disque à épaisseur variable pour $R_{min} = 28$ mm

2.2.3 Seconde géométrie : disque lumières

La seconde solution étudiée a pour principe de réaliser des enlèvements de matière, appelés "lumières". Pour garder une certaine symétrie, deux lumières sont réalisées sur un disque, ce qui donne deux zones utiles (Fig.2.19). La géométrie est déterminée seulement sur une seule zone. Pour prendre en compte le fait qu'il y ait deux zones utiles, le couple considéré par zone correspond à la moitié du couple total. À partir de la définition de la section du disque initial (Eq.2.14), un paramètre $\alpha(r)$ est introduit tel que

$$S(r) = \alpha(r).r.e_0 \quad \Longrightarrow \quad \tau(r) = \frac{C/2}{\alpha(r).e_0.r^2} \quad (2.17)$$

représentant l'angle à parcourir pour calculer la section. Pour les cas du disque initial et du disque à épaisseur variable, comme il n'y a pas d'enlèvement de matière, ce paramètre est égal à 2π quelle que soit la valeur du rayon r (cercle complet). Pour obtenir un champ de contrainte homogène radialement, cela implique que le paramètre $\alpha(r)$ doit varier en $1/r^2$, tel que

$$\begin{aligned} \forall r, \quad \tau(r) = \frac{C/2}{\alpha(r).e_0.r^2} = cste &\quad \Longrightarrow \quad \alpha(r).r^2 = cste = b \\ &\quad \Longrightarrow \quad \alpha(r) = \frac{b}{r^2} \end{aligned} \quad (2.18)$$

avec b un paramètre constant. En $r = R_{\min}$, l'écriture de la section doit être proche de la configuration du disque initial. Pour cela, il suffit de poser : $b = \pi\beta R_{\min}^2$, tel que

$$\alpha(r) = \frac{\pi\beta R_{\min}^2}{r^2} \quad (2.19)$$

où β représente le rapport de quantité de matière entre le disque initial et le disque lumières. Pour le cas du disque plein, β doit être égale à 1.

La valeur R_{\min} permet de déterminer la grandeur de la surface de serrage nécessaire pour appliquer le couple. Plus cette valeur sera grande, plus la surface sera grande, donc plus le couple qui pourra être transmis sans glissement sera important. Afin d'avoir une géométrie optimale, il faut déterminer le couple optimal de paramètres (R_{\min}, β) (Fig.2.20).

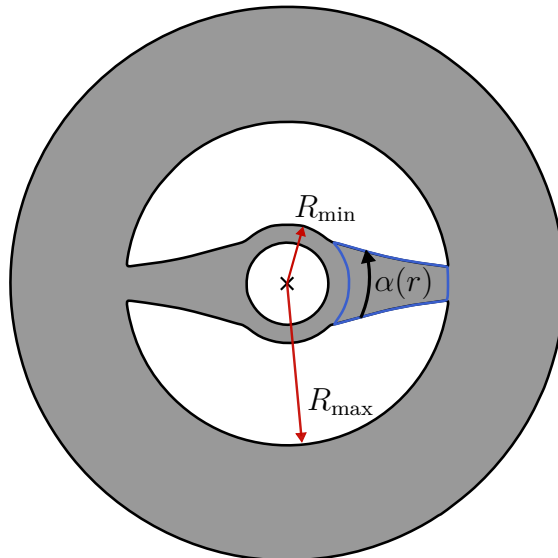


Figure 2.19 – Paramétrage de la géométrie du disque lumières (ici : $R_{\min} = 15$ et $\beta = 0.5$)

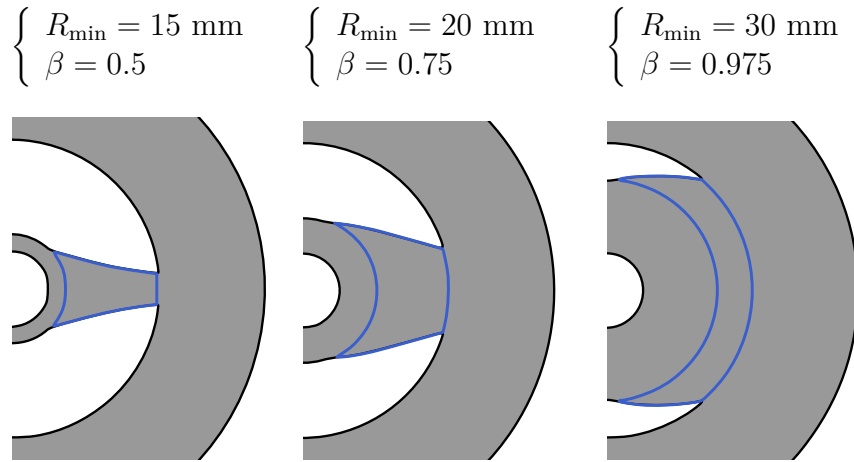


Figure 2.20 – Géométrie disque lumières : influence des bornes des paramètres

Pour déterminer le couple de paramètres (R_{\min}, β) optimal, une série de calculs par éléments finis sous ABAQUS a été réalisée en faisant varier les paramètres entre leurs bornes (Fig.2.20), définies par

$$\begin{cases} 15 \leq R_{\min} \leq 30 \text{ mm} \\ 0.3 \leq \beta \leq 0.975 \end{cases} \quad (2.20)$$

où un pas de 1mm a été pris pour R_{\min} et un pas de 0.025 pour β , soit 448 calculs réalisés. Les valeurs des indicateurs de comparaison pour chacun des calculs ABAQUS sont données (Fig.2.21).

Tous ces indicateurs de comparaison n'ont pas le même poids, plus d'importance est accordée aux indicateurs IC_4 et IC_8 (Eq.2.7 et Eq.2.9) qui rendent compte des trois invariants tandis que les autres indicateurs reflètent l'influence de chaque invariant pris indépendam-

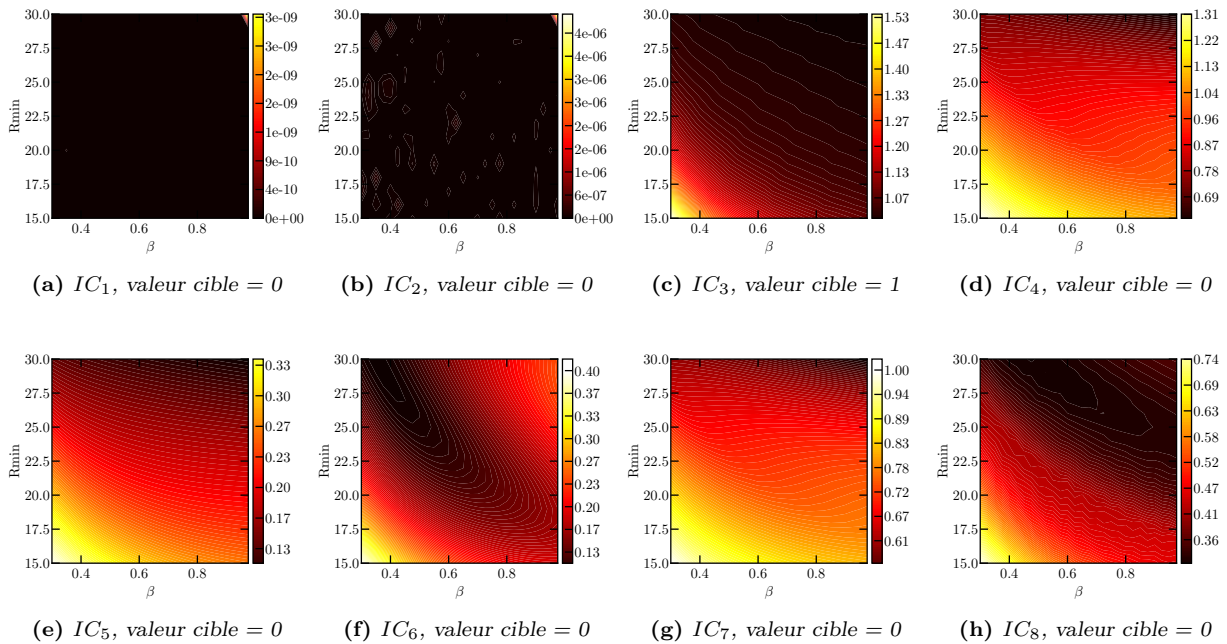


Figure 2.21 – Géométrie disque lumières : Indicateurs de comparaison en fonction de la valeur du rayon minimal de la zone utile R_{\min}

ment. En regardant seulement ces deux indicateurs (IC_4 et IC_8), les deux paramètres R_{\min} et β doivent être grands, sans atteindre leurs bornes (Eq.2.20, Fig.2.21(d) et (h)). Concernant le paramètre R_{\min} c'est un point positif, car plus il sera grand, plus la surface comprise entre R_{int} et R_{\min} sera grande et donc plus le couple transmissible par adhérence sera grand. Cependant, plus ce paramètre est grand et plus le volume de la zone utile sera faible, ce qui rendra compliquée l'analyse thermique. Concernant le paramètre β , il ne faut pas qu'il soit trop petit, car plus il sera faible, moins il n'y aura de matière. Cela pourrait conduire à quelques problèmes comme des risques de flambement, des effets de bords, etc, ...

Les valeurs retenues pour les paramètres R_{\min} et β sont respectivement 28 mm et 0.8 (Fig.2.22). Ensuite, une simulation sous ABAQUS a été réalisée avec cette géométrie (Fig.2.23). Des concentrations de contraintes sont observées. Elles étaient prévisibles compte tenu des

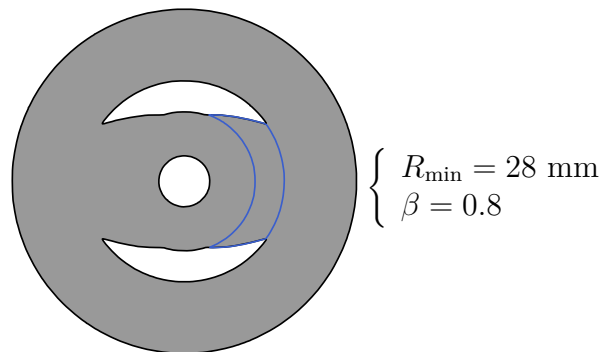


Figure 2.22 – Géométrie retenue pour le disque lumière

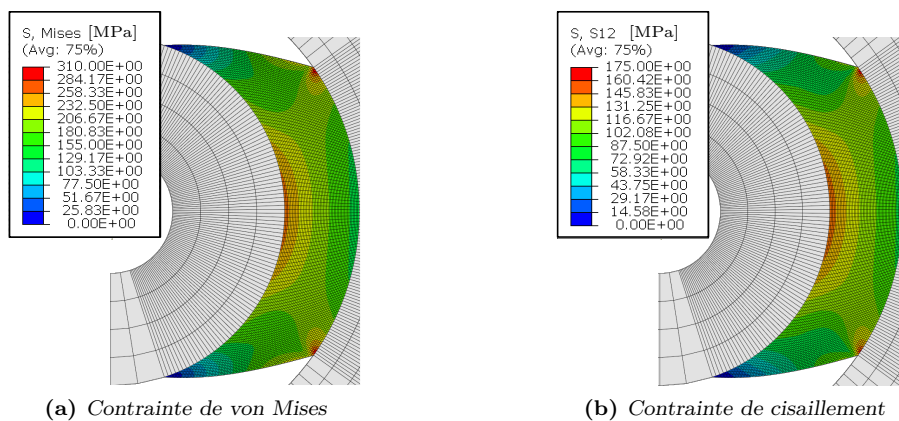


Figure 2.23 – Résultats du calcul ABAQUS pour le disque lumière

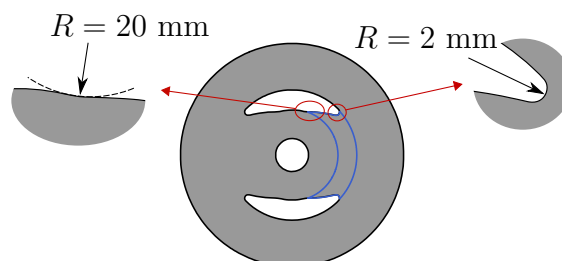


Figure 2.24 – Géométrie du disque lumière avec rayons de raccordements

angles vifs de la géométrie. Pour des questions de simplicité et de rapidité, aucun rayon de raccordement n'a été étudié lors de la boucle numérique de calcul faite pour déterminer les paramètres R_{\min} et β .

Dans un deuxième temps, une fois ces paramètres déterminés, des rayons de raccordements ont été ajoutés aux endroits où il y avait des concentrations de contraintes (Fig.2.24) et la simulation numérique a été relancée (Fig.2.25). Ces rayons de raccordements ont bien joué leurs rôles. Les concentrations de contraintes ont diminué.

Les éprouvettes sont extraites sur des tôles laminées, qui peuvent présenter une aniso-

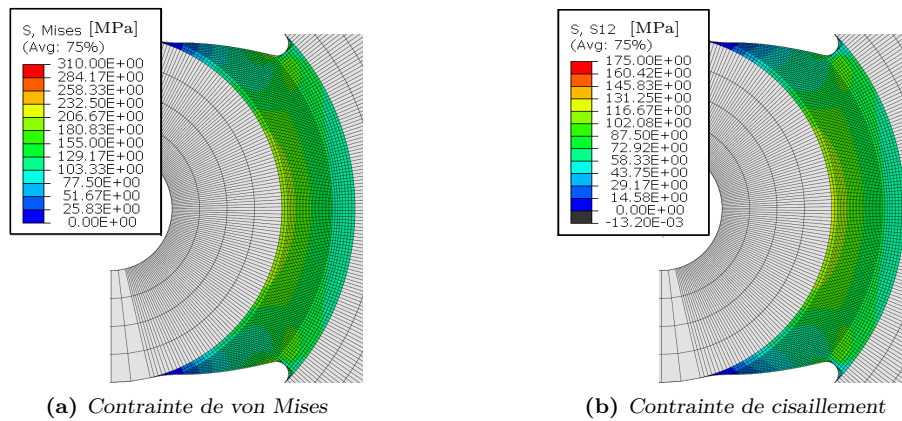


Figure 2.25 – Résultats du calcul ABAQUS pour le disque lumière

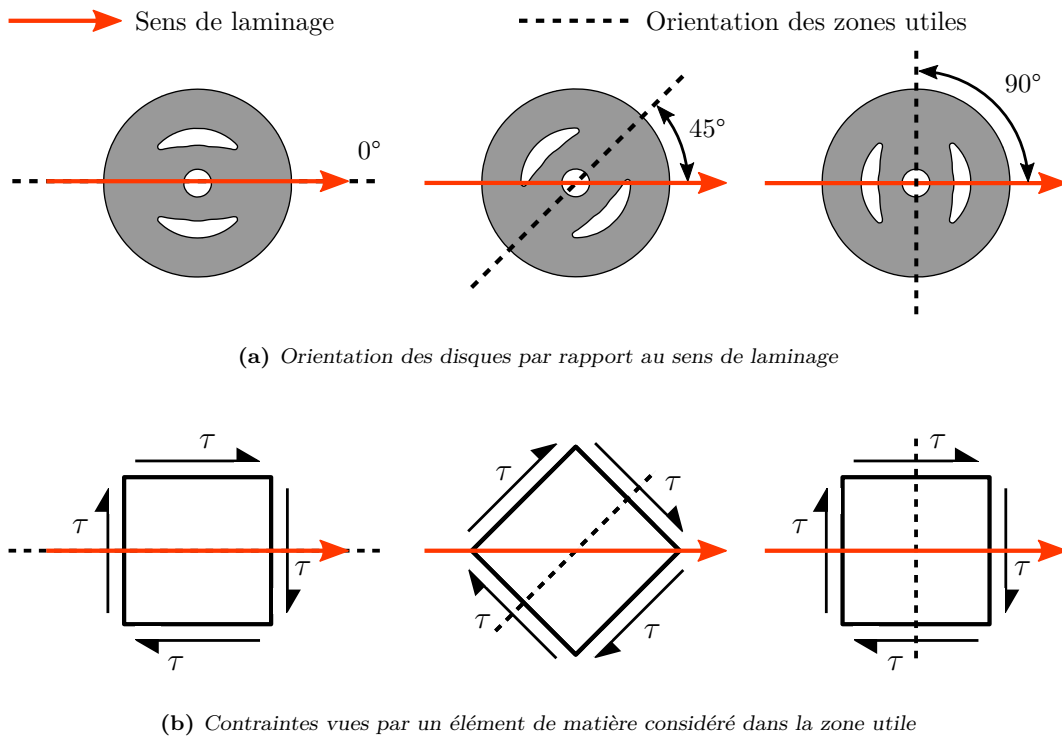


Figure 2.26 – Influence de l'orientation des disques lumières par rapport au sens de laminage de la tôle sur le champ de contrainte

tropie. Pour observer cette influence, trois configurations sont étudiées : 0° , 45° et 90° par rapport au sens de laminage de la tôle (Fig.2.26(a)). Si un élément de matière est considéré dans la zone utile, le champ de contrainte vu par cet élément est théoriquement identique pour les deux configurations 0° et 90° et différent pour la configuration à 45° (Fig.2.26(b)).

2.2.4 Comparaison avec la bibliographie

Pour pouvoir comparer ces deux nouvelles géométries par rapport aux essais présentés, les indicateurs de comparaison ont été calculés (Fig.2.27 et Fig.2.28, Tab.2.7).

Concernant la première géométrie étudiée, c'est-à-dire l'éprouvette disque à épaisseur variable, toutes les valeurs des indicateurs de comparaison sont presque identiques aux valeurs cibles. Cette configuration semble idéale pour réaliser un essai d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement. Néanmoins, le couple à transmettre reste important.

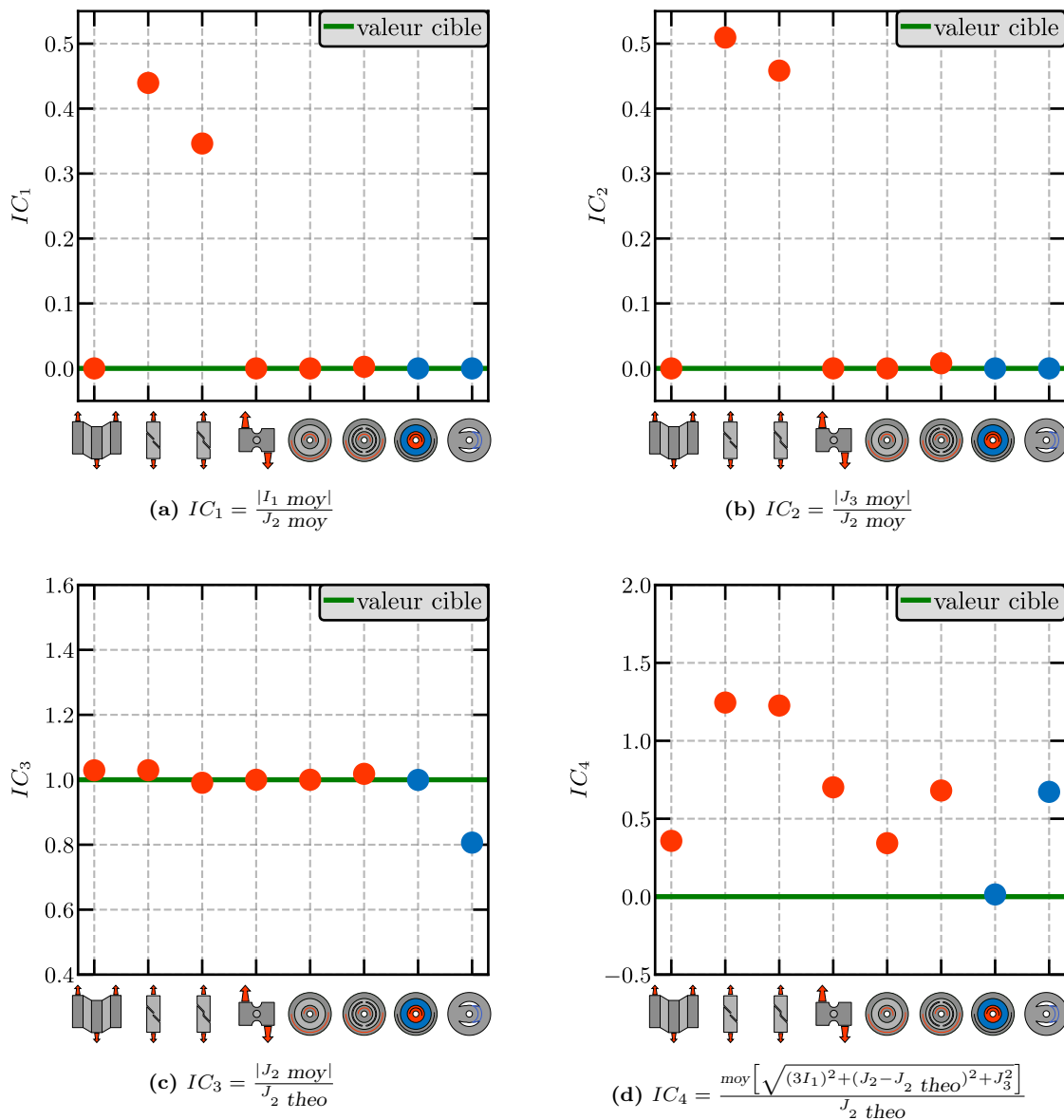


Figure 2.27 – Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_1 , IC_2 , IC_3 , IC_4

De part sa géométrie, les valeurs des indicateurs de comparaison de la seconde configuration étudiée, c'est-à-dire l'éprouvette disque lumières, sont un peu plus éloignées des valeurs cibles contrairement au disque à épaisseur variable. Ceci est dû aux concentrations de contraintes. Ce phénomène a un impact sur tous les indicateurs car ils considèrent toute la zone utile, et non seulement le centre. L'indicateur IC_3 , représentant l'écart entre les valeurs moyenne du second invariant J_2 numérique et théorique, est légèrement inférieure à la valeur cible. Les deux indicateurs qui ont le plus d'importance, IC_4 et IC_8 , donnent des valeurs supérieure à la valeur cible mais restent acceptables.

Ces deux nouvelles géométries semblent donc bien plus adaptées, d'un point de vu des indicateurs de comparaison. Des chargements cycliques en cisaillement peuvent être appliqués contrairement à la majorité des autres solutions présentées.

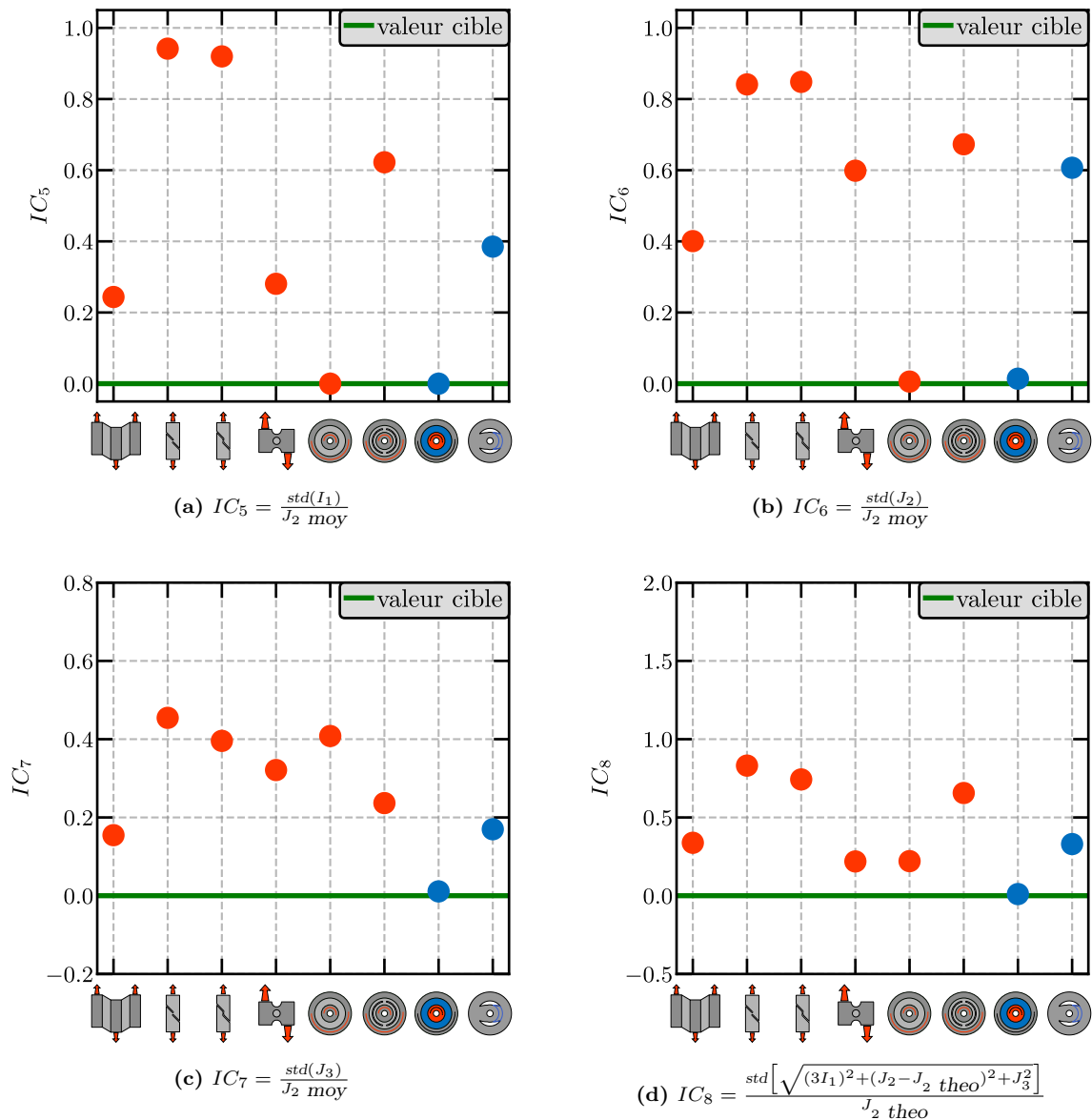


Figure 2.28 – Comparaison des essais présentés en fonction des indicateurs de comparaison : IC_5 , IC_6 , IC_7 , IC_8

Géométries	IC_1	IC_2	IC_3	IC_4	IC_5	IC_6	IC_7	IC_8
Épaisseur variable	1.14e-11	4.92e-7	1.00	0.01	4.21e-6	0.01	0.01	0.01
Lumières	1.11e-5	7.74e-5	0.81	0.67	0.39	0.61	0.17	0.33
Valeurs cibles	0.0	0.0	1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Table 2.7 – Valeurs des indicateurs de comparaison pour les deux nouvelles géométries : disque à épaisseur variable et disque lumières

2.3 Résultats des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement

Des essais d'Auto-Échauffement ont été réalisés avec ces deux nouvelles géométries d'éprouvette disque. Le protocole expérimental est d'abord détaillé avant de présenter les résultats.

2.3.1 Protocole expérimental

Le protocole expérimental d'Auto-Échauffement en cisaillement reste identique à un essai d'Auto-Échauffement classique en traction. Une succession de blocs de chargement est appliquée. Il sera montré que seulement 1500 cycles sont nécessaires pour atteindre une stabilisation de la température de l'éprouvette. L'amplitude du chargement τ_0 est constante avec un rapport de charge $R = -1$ à une fréquence de 10Hz. Il faut noter ici que la notion de rapport de charge est différente par rapport à un chargement de traction/compression. Le chargement reste du cisaillement, seul le sens d'application change. Les courbes d'Auto-Échauffement sont tracées en fonction de la contrainte équivalente au sens de von Mises, $\Sigma_0^{VM} = \sqrt{3}\tau_0$.

L'un des objectifs de ce nouvel essai de cisaillement est de pouvoir faire une analyse thermique 0D sur la zone utile de l'éprouvette. Et donc, de simples thermocouples devraient suffire à l'acquisition de la température. Afin de valider l'utilisation d'une approche 0D, la température sur toute la zone utile doit être mesurée. Ceci a pour but de valider que les mesures par les thermocouples sont représentatives de la moyenne de la température dans les zones où ils sont placés. Au cours de tous les essais réalisés, la température est mesurée par deux moyens de mesures : thermocouples et caméra infra-rouge. Concernant les thermocouples, trois sont utilisés comme pour le cas d'un essai d'Auto-Échauffement en traction sur un barreau simple. Le premier est au centre de la zone utile du disque testé (à épaisseur variable ou lumières), les deux autres sont positionnés respectivement sur l'arbre central et la couronne. Ensuite, la variable représentant l'élévation de température, θ_{TC} ⁴, est définie par

$$\theta_{TC} = T_{\text{Zone utile}} - \frac{T_{\text{Arbre central}} + T_{\text{Couronne}}}{2} \quad (2.21)$$

où $T_{\text{Zone utile}}$ représente la température mesurée sur la zone utile, $T_{\text{Arbre central}}$ la température de l'arbre central et T_{Couronne} la température de la couronne. Un calcul identique est réalisé pour les températures issues de l'acquisition par la caméra infra-rouge.

Comme la zone utile de l'éprouvette n'est pas directement visible, les mesures par infra-rouges sont plus délicates. Pour cela, un montage avec un miroir, permettant de refléter

4. TC = ThermoCouple

les IR⁵, a été développé afin d'observer le disque par dessous (seule fenêtre d'observation possible). Le miroir utilisé a été conçu par la société SOREM-FRANCE et possède un coefficient de réflexion d'environ 98% sur toute la plage du capteur de la caméra IR et sa dimension est de 140x70 mm². Le montage a été conçu pour s'adapter au pied de la caméra IR utilisée. Cette dernière est directement fixée sur le montage pour garantir un alignement entre l'objectif et le miroir. Plusieurs éléments de réglage sont disponibles pour positionner correctement le miroir sous le montage d'essai (Fig.2.29 et Fig.2.30). La liaison glissière permet de positionner le miroir sous le montage d'essai. Les liaisons pivot-glissante et pivot garantissent l'alignement et l'orientation du miroir par rapport à l'axe de la caméra IR.

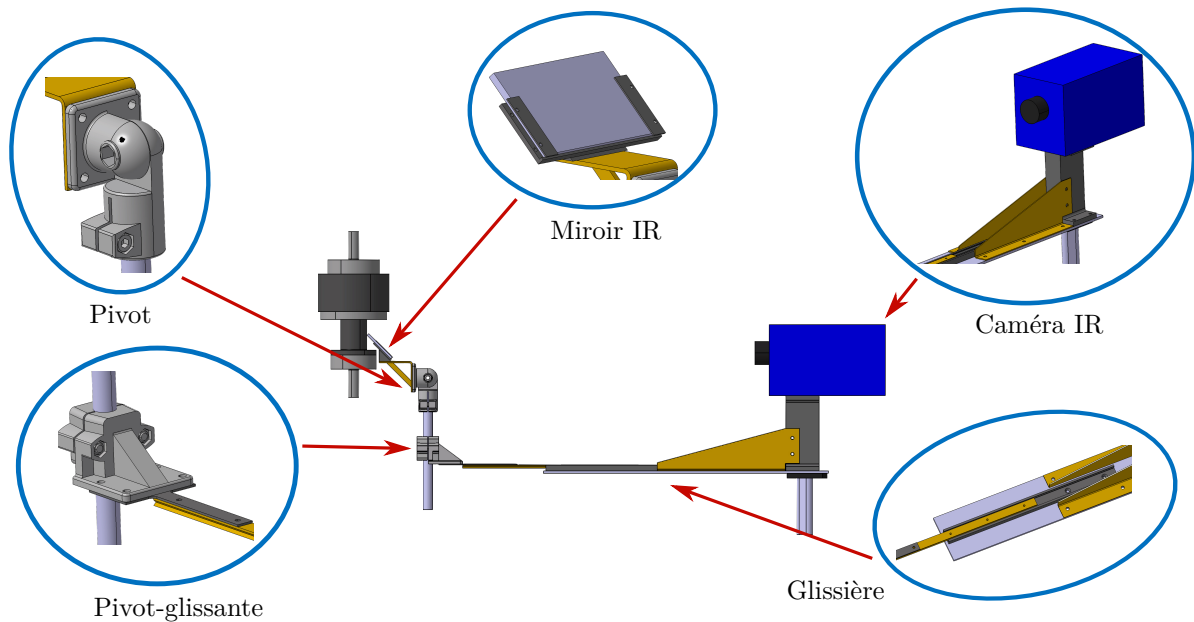


Figure 2.29 – Montage d'observation par caméra IR via un miroir

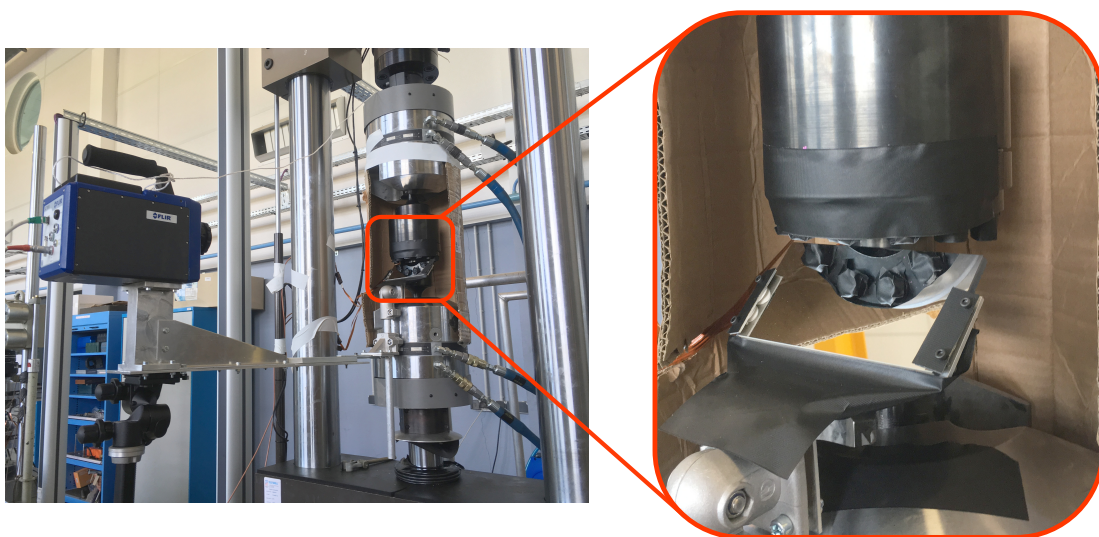


Figure 2.30 – Montage d'essai avec le miroir infra-rouge

5. IR = Infra-Rouge

Sur les images issues de la caméra IR, il est possible d'observer la zone utile ainsi que l'arbre central et la couronne (respectivement les zones encadrées en rouge, noir et bleu) (Fig.2.31). Ces zones d'étude sont représentatives de l'emplacement des thermocouples. L'élévation de température θ_{IR} est déterminée par

$$\theta_{IR} = \text{moy}(T_{\text{Zone utile}}) - \frac{\text{moy}(T_{\text{Zone 1}}) + \text{moy}(T_{\text{Zone 2}})}{2} \quad (2.22)$$

où $\text{moy}(T_{\text{Zone utile}})$, $\text{moy}(T_{\text{Zone 1}})$ et $\text{moy}(T_{\text{Zone 2}})$ représentent respectivement la moyenne de la température dans la zone utile (encadré rouge), dans la zone représentant la couronne (encadré bleu) et la zone représentant l'arbre central (encadré noir). Ensuite, ces deux grandeurs, θ_{TC} et θ_{IR} , sont comparées pour valider l'hypothèse 0D, c'est-à-dire que l'utilisation seule de thermocouples est suffisante. Les observations par caméra IR permettent de faire une analyse qualitative directe sur le champ thermique dans la zone utile, mais non quantitative. En effet, l'image IR représente une projection d'un disque sur un plan incliné à 45° ce qui présente une légère distorsion qu'il faudrait prendre en compte. Mais ce n'est pas ce qui est étudié ici.

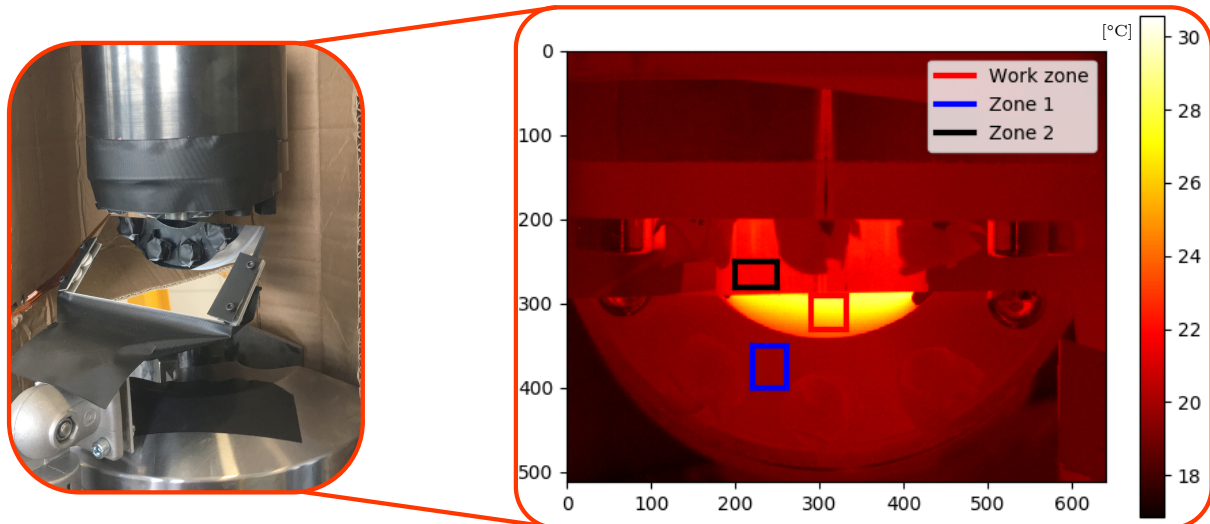


Figure 2.31 – Image issue de la caméra infra-rouge via le miroir pour observer la zone utile du disque lumières

Un deuxième moyen permettant de valider l'hypothèse 0D est d'analyser le champ des déformations sur les zones utiles des disques. Pour cela, des rosettes de jauges de déformations ont été collées sur les deux géométries et un chargement quasi-statique a été appliqué.

L'emplacement des rosettes sur les disques et leurs repères associés sont montrés sur la géométrie lumières (Fig.2.32). Le chargement appliqué est une rampe partant d'un couple nul jusqu'à 600 Nm pour la géométrie lumière, et 400 Nm pour la géométrie à épaisseur variable. Les signaux des jauges montrent que les déformations suivant \vec{e}_a et \vec{e}_c sont opposées et que la déformation suivant \vec{e}_b reste quasiment nulle (Fig.2.33(b) et Fig.2.34(b)). Pour les deux géométries, les déformations principales sont symétriques (Fig.2.33(c) et Fig.2.34(c)) et l'angle δ reste constant et égal à 90° (Fig.2.33(d) et Fig.2.34(d)). Cet angle représente la rotation du repère des jauges par rapport à la direction de la première déformation principale. Dans le cas d'une déformation en cisaillement, il doit être égal à 90° .

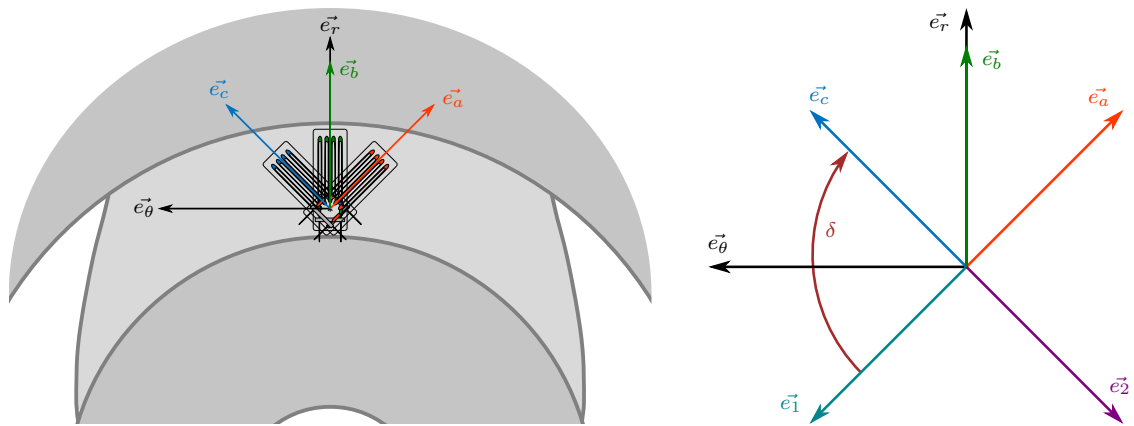


Figure 2.32 – Positionnement des jauges de déformations sur les éprouvettes disque lumières

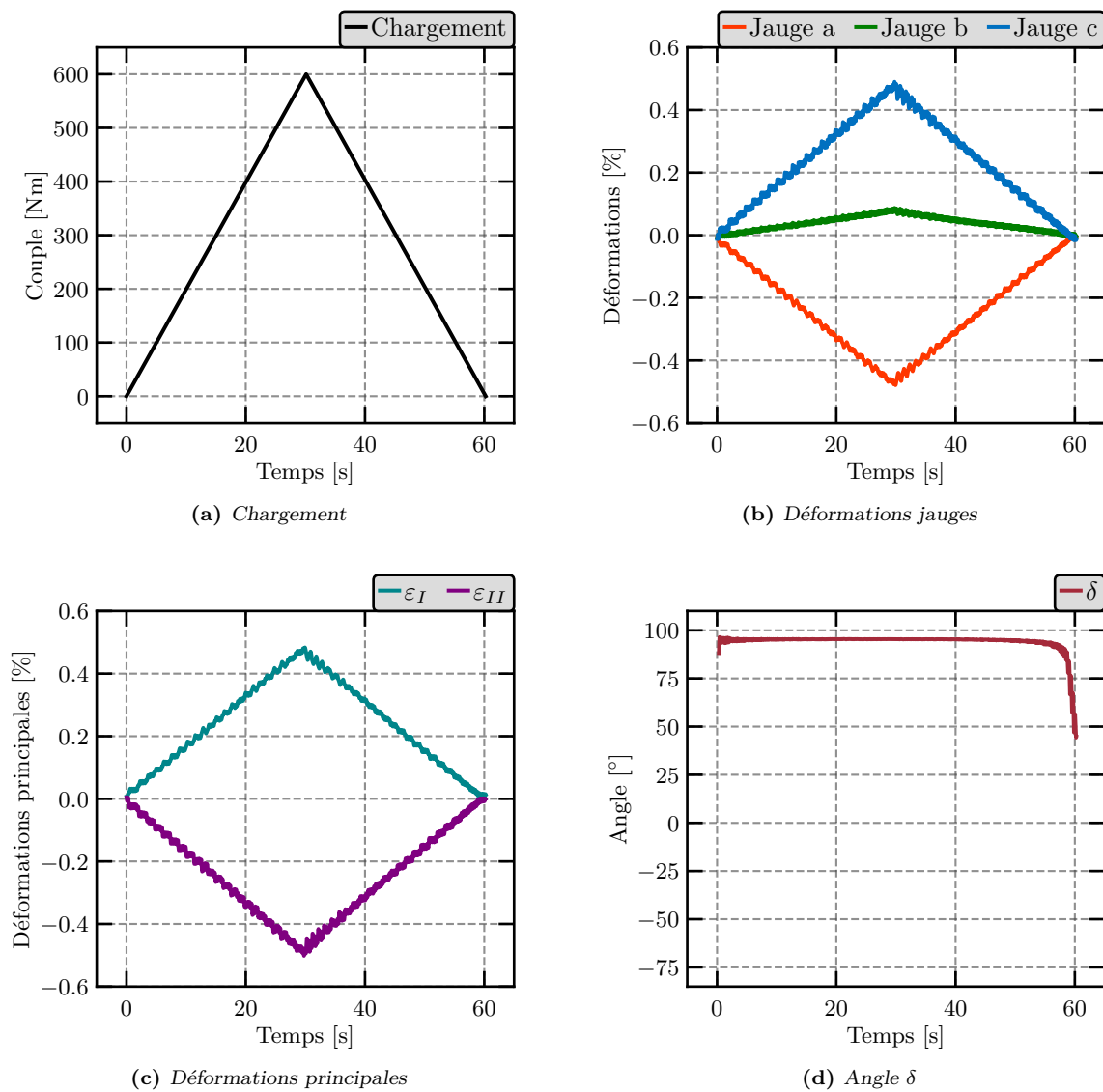


Figure 2.33 – Post-traitement des jauges : disque lumières

Les contraintes principales $\underline{\underline{\sigma}}_d$ sont définies par

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(\vec{e}_r, \vec{e}_\theta, \vec{e}_z)} \implies \underline{\underline{\sigma}}_d = \begin{pmatrix} \tau & 0 & 0 \\ 0 & -\tau & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_z)} \quad (2.23)$$

où (\vec{e}_1, \vec{e}_2) représentent les directions principales. Enfin, en utilisant la loi de Hooke ($\mu \approx 80$ GPa), la contrainte de cisaillement induite par ces chargements peut être déterminée par

$$\underline{\underline{\sigma}}_d = 2\mu \underline{\underline{\varepsilon}} + \lambda \text{Trace}(\underline{\underline{\varepsilon}}) \underline{\underline{I}} \implies \tau = 2\mu \varepsilon_1 \text{ ou } -\tau = 2\mu \varepsilon_2 \quad (2.24)$$

où ε_1 et ε_2 sont les déformations principales. Cette contrainte expérimentale est en parfaite cohérence avec la contrainte théorique pour les deux géométries (Fig.2.35). Le chargement induit bien un champ de contrainte en cisaillement pur au centre de la zone utile.

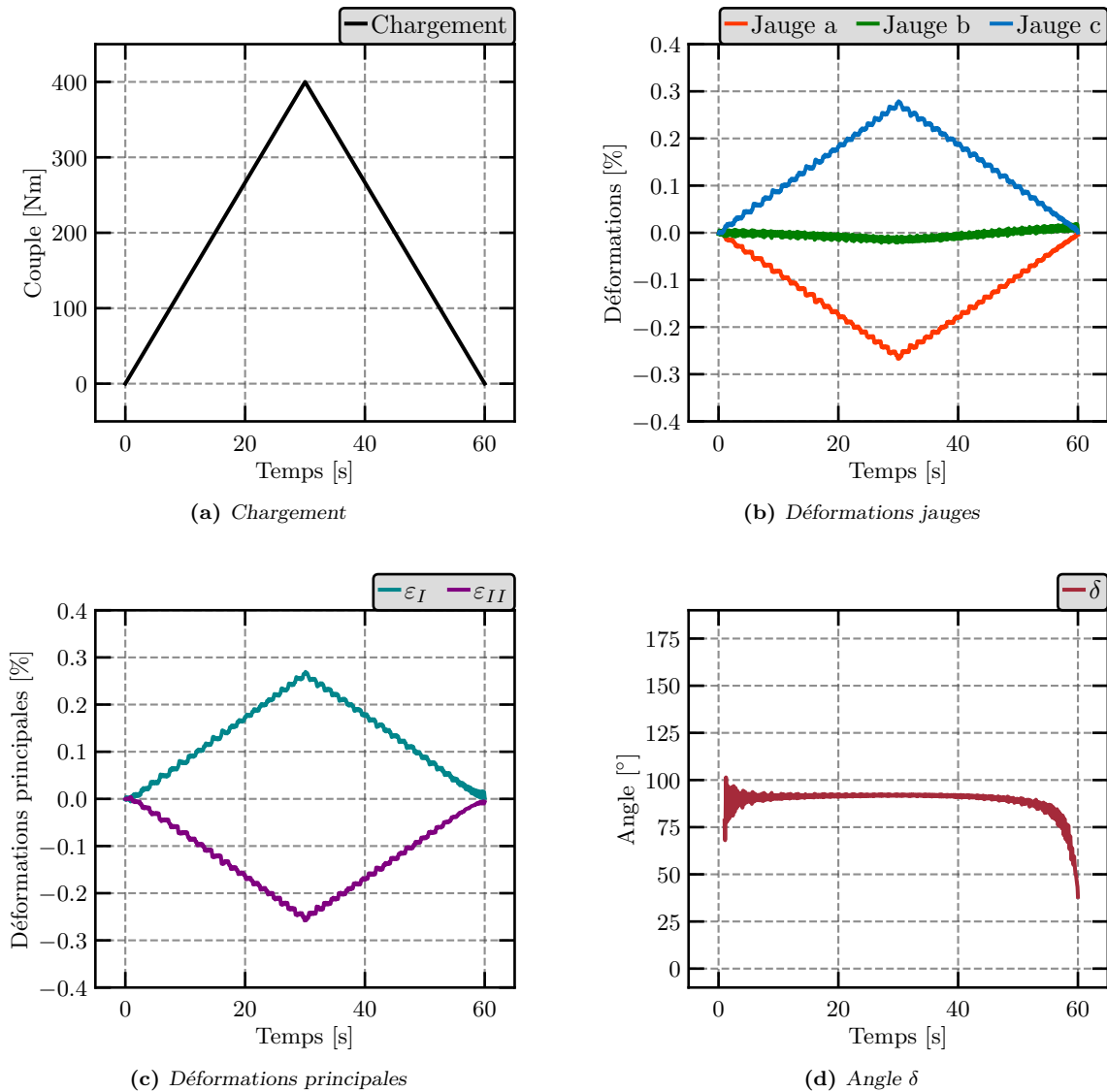


Figure 2.34 – Post-traitement des jauges : disque à épaisseur variable

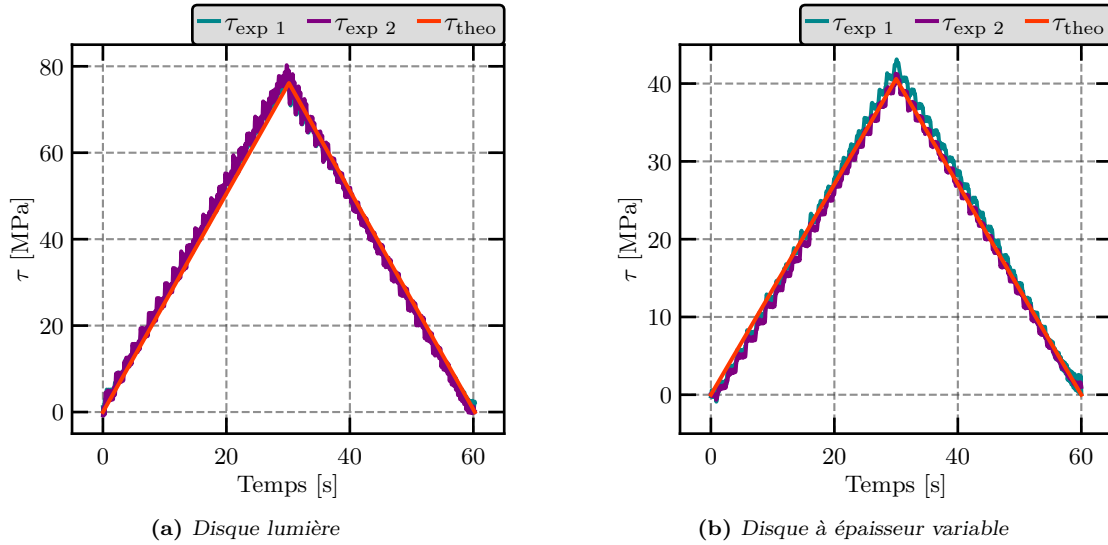


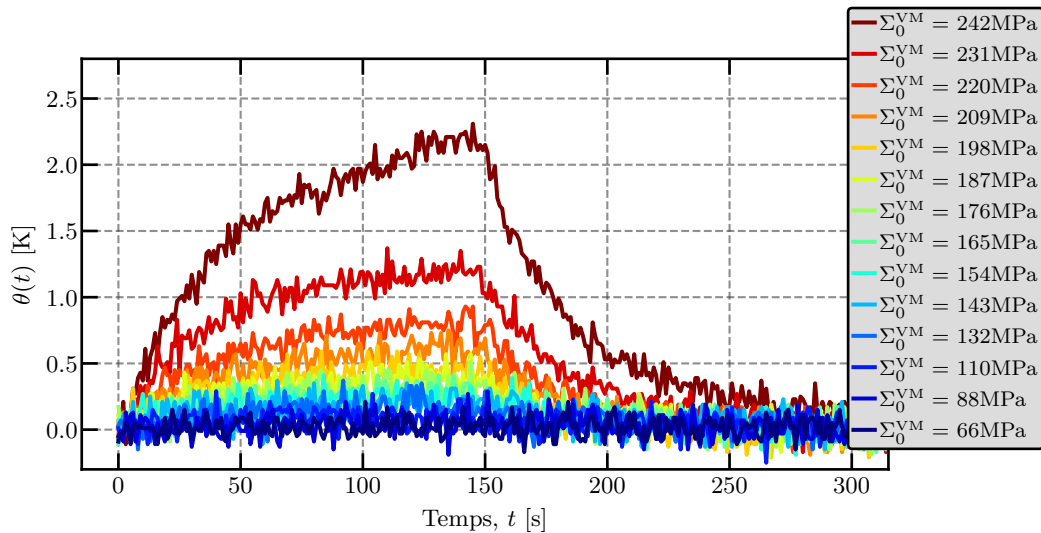
Figure 2.35 – Comparaison τ théorique et expérimental

2.3.2 Résultats

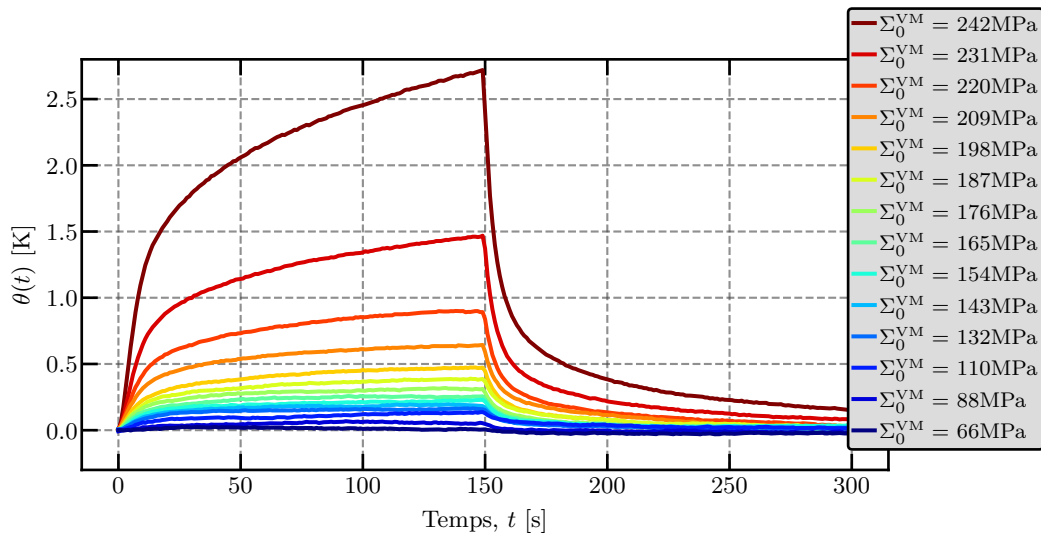
Des essais d'Auto-Échauffement sur les deux nouvelles géométries d'éprouvettes ont été réalisés. Les résultats sont présentés dans des diagrammes logarithmiques en fonction de l'amplitude du chargement Σ_0^{VM} , au sens de von Mises. Pour différencier les résultats issus de chacune des deux géométries, les notations "EV" et "L" ont été introduites. Elles représentent respectivement les résultats issus des éprouvettes disque à épaisseur variable ("EV") et des éprouvettes disque lumières ("L"). Les essais d'Auto-Échauffement sur les deux configurations ont été doublés et les deux essais sont numérotés respectivement "1" et "2". Enfin, les notations "TC" et "IR" permettent d'indiquer le moyen de mesure utilisé pour l'essai considéré. Par exemple, l'essai nommé "EV1-TC" représente le résultat du premier essai d'Auto-Échauffement sur une éprouvette disque à épaisseur variable dont la température a été mesurée par des thermocouples. Pour la configuration des disques lumières, l'angle présent dans le nom de l'essai représente l'orientation des éprouvettes par rapport au sens de laminage de la tôle. Par exemple, l'essai nommé "L2-0°-IR" représente le résultats du second essai d'Auto-Échauffement sur une éprouvette disque lumières, orientée à 0° par rapport au sens de laminage, dont la température a été mesurée par une caméra IR.

Les essais "L2-0°-TC" et "L2-0°-IR" sont pris comme exemple pour montrer l'évolution de la température $\theta(t)$ sous sollicitation cyclique. La forme des paliers d'Auto-Échauffement sous chargement de cisaillement ont une forme similaire aux courbes obtenues classiquement, c'est-à-dire pour un chargement de traction-compression à $R = -1$ (Fig.2.36).

La première analyse réalisée sur les résultats d'essais est de comparer les essais qui ont été doublés, c'est-à-dire réalisés avec une même configuration d'éprouvette (Fig.2.37). Cette comparaison montre que tous les essais, pour les deux géométries d'éprouvette, sont répétables.



(a) Acquisition par des thermocouples (TC)



(b) Acquisition par une caméra IR

Figure 2.36 – Évolution des paliers d'Auto-Échauffement pour la géométrie disques lumières (essais "L2-0°-TC" et "L2-0°-IR")

Pour tous les essais réalisés, l'évolution de la température a été mesurée par les deux moyens d'acquisition présentés : thermocouples et caméra IR. L'un des objectifs principaux de ce nouvel essai est de pouvoir réaliser une analyse thermique 0D. Autrement dit, que la température dans la zone utile puisse être considérée homogène, ce qui revient à avoir une température moyenne représentative de la température de la zone utile. Les résultats issus des deux moyens d'acquisition sont donc comparés (thermocouples et caméra IR), θ_{TC} et θ_{IR} , et donnent le même résultat (Fig.2.38). En conséquence, l'hypothèse 0D semble correcte. L'utilisation seule de thermocouples suffit pour obtenir une courbe d'Auto-Échauffement en cisaillement avec ces deux nouvelles géométries.

Concernant les éprouvettes disques lumières, l'influence du sens de laminage par rapport à l'orientation des zones utiles a été étudiée (Fig.2.39). Pour des orientations à 0° et 90° par rapport au sens de laminage, les essais d'Auto-Échauffement donnent le même résultat, ce qui était attendu (voir Fig.2.26). Concernant l'essai dans la configuration 45°, les résultats

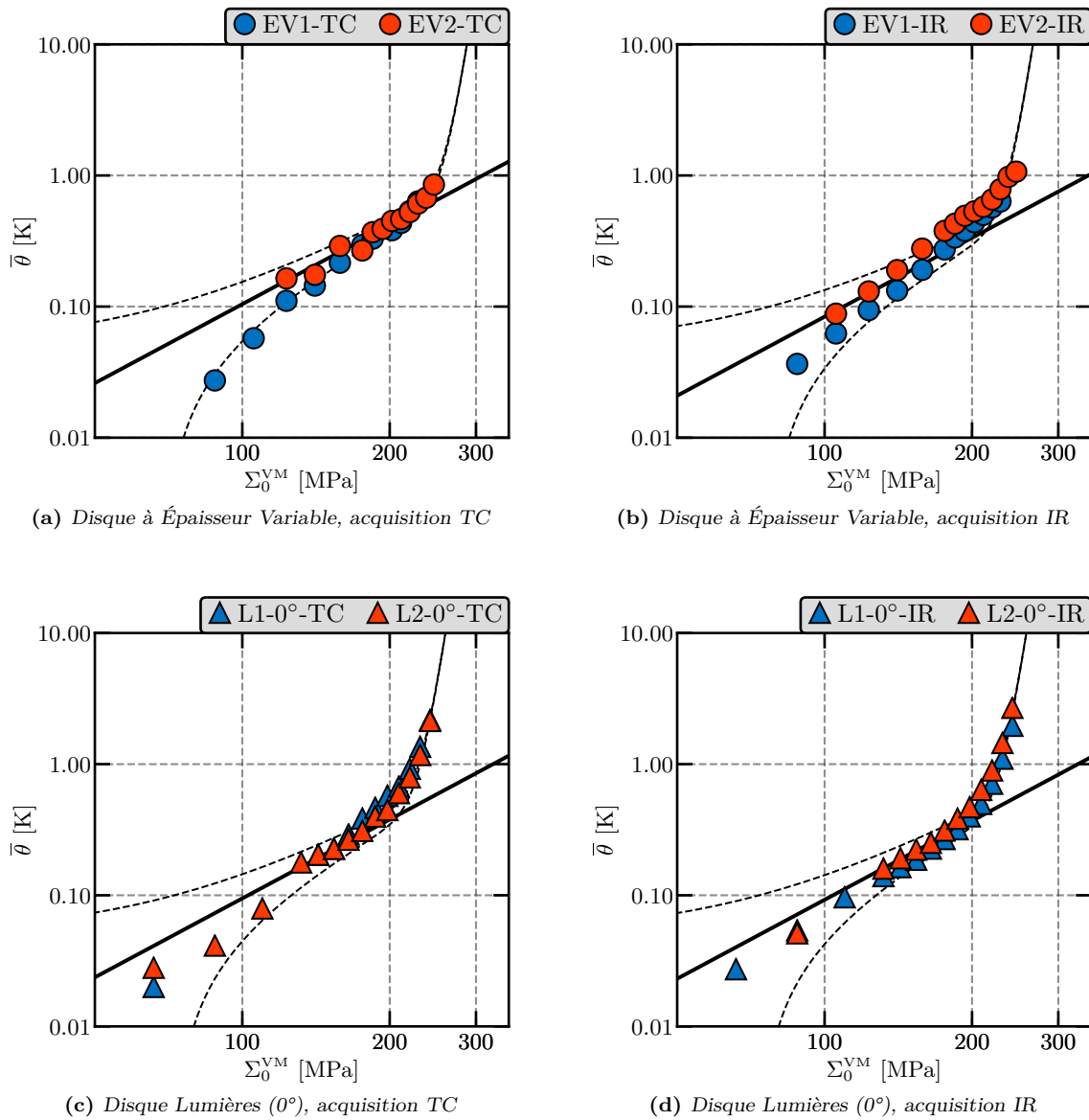


Figure 2.37 – Étude de la répétabilité des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement sur les deux nouvelles géométries

expérimentaux sont très proches des deux autres configurations. Cependant, pour le dernier palier d'Auto-Échauffement, la température semble être supérieure.

Géométries	$\bar{\Sigma}_{\infty}^{AE}$ [MPa]	τ_{∞} [MPa]
Épaisseur variable	230	133
Lumières	210	121

Table 2.8 – Limites d'endurances sous sollicitation de cisaillement pour les des deux géométries d'éprouvette disque, identifiées par la méthode d'Auto-Échauffement

Grâce à ces essais d'Auto-Échauffement, les limites d'endurances sous sollicitation de cisaillement pour chacune des deux géométries d'éprouvette disque peuvent être identifiées graphiquement (Tab.2.8). La limite identifiée pour la géométrie de disque à épaisseur variable est légèrement supérieure à celle identifiée pour la seconde géométrie. À partir de ces identifications, les points associés à ces limites d'endurance moyenne sont tracés dans le diagramme de **CROSSLAND** (Fig.2.40).

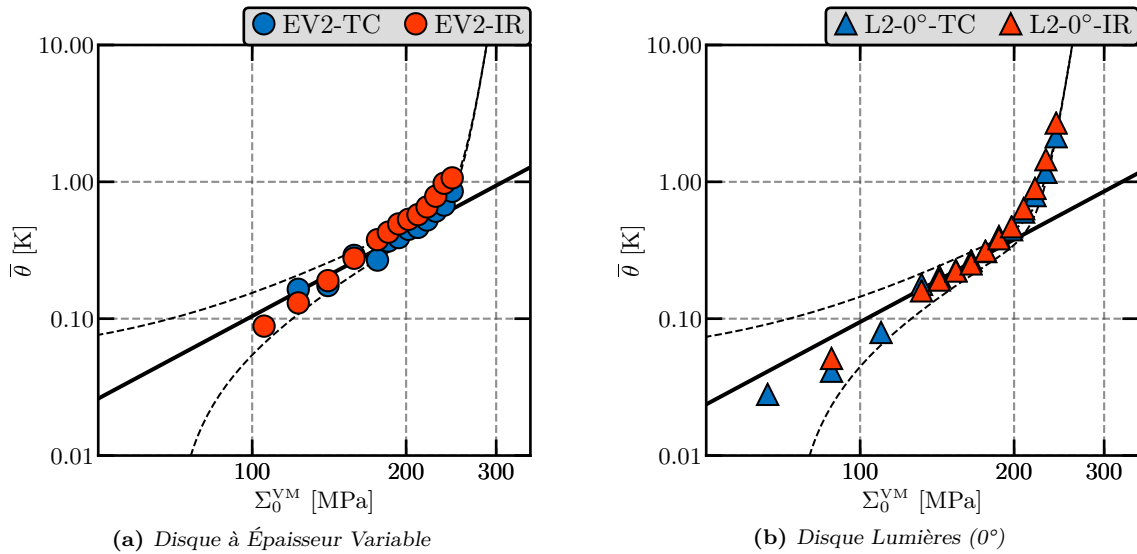


Figure 2.38 – Comparaison des résultats issus des deux moyens d'acquisition de la température : thermocouples et caméra IR

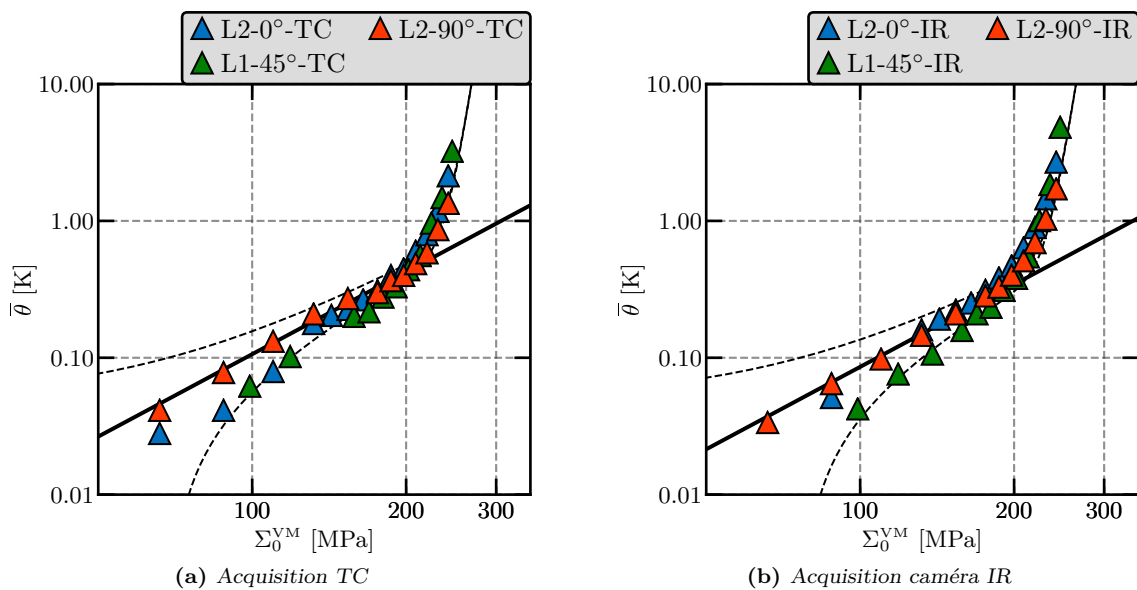


Figure 2.39 – Influence de l'orientation des lumières par rapport au sens de laminage de la tôle

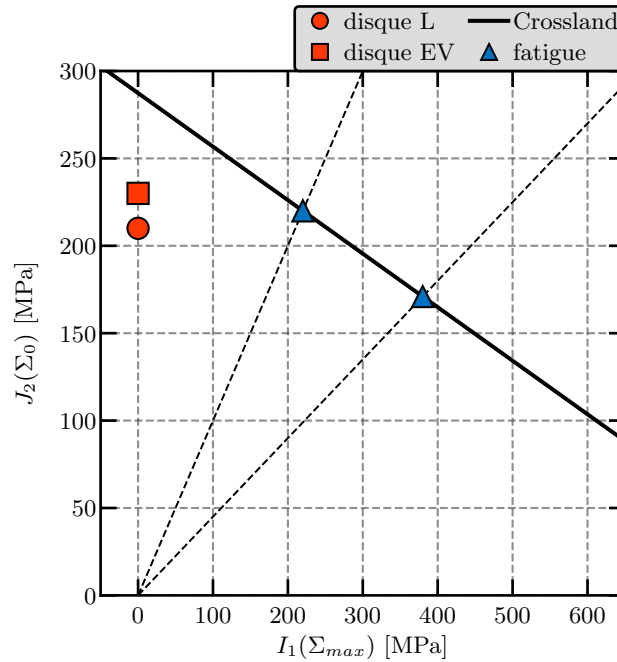


Figure 2.40 – Critère de Crossland

2.4 Conclusions

L'objectif de ce chapitre était de développer un nouvel essai permettant d'appliquer un chargement de cisaillement cyclique sur un produit plat en acier et permettant d'utiliser la méthode d'Auto-Échauffement.

Après avoir présenté les essais de cisaillement sur produit plat présents dans la littérature, la démarche adoptée pour développer ce nouvel essai a été exposée. Deux nouvelles géométries d'éprouvettes de type disque ont été conçues et testées avec un montage d'essai s'adaptant sur une machine hydraulique de traction-torsion. Les mesures des températures ont été acquises par des thermocouples et une caméra IR. Ces deux acquisitions ont permis de valider qu'une approche thermique 0D était suffisante pour obtenir une courbe d'Auto-Échauffement. Le champ de déformation présent dans les éprouvettes lors d'un chargement quasi-statique de cisaillement a également été validé à l'aide de jauges de déformation collées sur chacune des deux géométries d'éprouvette.

Des améliorations seront à proposer dans le but d'industrialiser ce montage et pour réaliser des essais sur des matériaux dont le couple maximal est plus important que pour le matériau testé (épaisseur plus importante, grade plus élevé, ...).

La caractérisation en fatigue d'un matériau pour un cas particulier de chargement multiaxial, par le biais de la méthode d'Auto-Échauffement, est alors possible. Dans les prochains chapitres, l'influence des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue sera étudiée principalement dans le cadre de sollicitation uniaxiale. L'étude dans le cadre multiaxial a été mise en œuvre pour le cas particulier d'une pré-déformation equibiaxiale où la configuration d'essai présentée dans ce chapitre a été utilisée.

Étude de l'influence des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles à partir des mesures d'Auto-Échauffement sous sollicitations cycliques

Sommaire

3.1	Effet d'une pré-déformation plastique initiale	86
3.1.1	Cas d'une pré-déformation plastique uniaxiale	87
3.1.2	Observations des mécanismes dissipatifs sous sollicitation cyclique	90
3.1.3	Cas d'une pré-déformation plastique equibiaxiale	94
3.2	Effet d'une pré-déformation plastique equibiaxiale en cisaillement	96
3.3	Effet d'un pré-chargement cyclique	98
3.3.1	Influence de l'amplitude du pré-chargement cyclique	99
3.3.2	Influence du nombre de cycles du pré-chargement cyclique	101
3.3.3	Essais de fatigue à deux blocs	104
3.3.4	Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combiné	105
3.4	Effet d'une contrainte moyenne normale	107
3.5	Conclusions	111

Lors du dimensionnement d'une pièce structurelle, il est important de connaître les propriétés du matériau utilisé, notamment celles liées à la fatigue. Cependant, ces propriétés sont généralement déterminées à l'état vierge du matériau, en ne considérant aucun effet d'histoire. Ces effets peuvent avoir plusieurs origines comme les étapes de réalisation de la pièce, *i.e.* les procédés de mise en forme, ou peuvent être dus aux chargements appliqués qui sont souvent complexes. La caractéristique d'un effet d'histoire est de modifier, à l'échelle macroscopique ou microscopique, l'état du matériau. Or, ces effets ont généralement un impact sur les propriétés en fatigue. Les effets d'une déformation plastique macroscopique ne sont généralement pas pris en compte lors de la caractérisation du matériau. À l'échelle microscopique, la prise en compte de ces effets fait appel généralement à des variables d'endommagement ou à des modèles empiriques. L'étude complète des effets d'histoire avec de telles approches demanderait un nombre d'essais de fatigue considérable. Le but de ce chapitre est alors d'étudier l'influence de ces effets d'histoire sur les mesures d'Auto-Échauffement et de comparer qualitativement les courbes obtenues avec les résultats expérimentaux issus d'essais de fatigue classiques avec effets d'histoire. L'un des objectifs est de construire une base de résultats expérimentaux cohérente en considérant des effets d'histoire afin de pouvoir apporter des éléments nécessaires pour la modélisation, présentée dans le chapitre 4. Ce nouveau modèle devra pouvoir rendre compte de tous ces effets d'histoire.

Pour cela, trois configurations sont retenues. La première consiste à étudier l'influence d'une pré-déformation plastique initiale. Elle a déjà été étudiée lors de différentes études réalisées au sein de notre équipe de recherche [Doudard, 2004] [Poncelet, 2007] [Munier et al., 2010] [Ezanno, 2011] [Munier, 2012] [Munier et al., 2017] ainsi que par d'autres équipes [Fredriksson et al., 1988] [Kang et al., 2007] [Saintier et al., 2011] [Aguirre-Guerrero et al., 2013] [Walker et al., 2017]. Des essais de fatigue classiques ont déjà été réalisés et la comparaison avec les résultats obtenus par des mesures d'Auto-Échauffement était satisfaisante. Donc l'analyse des effets d'une pré-déformation plastique initiale sur les propriétés en fatigue par des mesures d'Auto-Échauffement a été validée. Dans cette étude, aucun essai de fatigue n'est réalisé, les résultats issus des essais d'Auto-Échauffement permettront principalement d'apporter des éléments de modification du modèle pour la prédiction des propriétés en fatigue.

Le second effet étudié est celui d'un pré-chargement cyclique initial. Cela a pour but d'analyser l'influence d'un grand cycle sur un petit cycle, ou inversement, sur l'estimation des propriétés en fatigue. Cette analyse permet d'apporter des éléments de modification de la modélisation pour estimer les propriétés en fatigue sous chargement à amplitude variable dans le temps et à contrainte moyenne nulle.

Le troisième et dernier effet étudié est celui d'une contrainte moyenne positive. Cette notion est considérée comme un effet d'histoire de chargement car les contraintes maximales engendrées sont généralement supérieures à la limite d'élasticité du matériau, qui a pour conséquence de modifier son l'état et donc d'impacter ses propriétés en fatigue. Ces résultats d'essais permettront d'améliorer l'estimation des propriétés en fatigue sous chargement à amplitude constante ou variable dans le temps avec une contrainte moyenne non nulle.

Afin de pouvoir comparer tous les essais d'Auto-Échauffement, deux indicateurs d'évolution sont introduits. Le premier indicateur, α_{norm} ,

$$\alpha_{\text{norm}} = \frac{\alpha(\text{histoire})}{\alpha(\text{référence})} \quad (3.1)$$

représente l'évolution du régime primaire d'Auto-Échauffement par rapport à un état de

3.1. Effet d'une pré-déformation plastique initiale

référence. Le second indicateur, β_{norm} , représente l'évolution du régime secondaire, tel que

$$\beta_{\text{norm}} = \left[\frac{\beta(\text{référence})}{\beta(\text{histoire})} \right]^{1/m} \quad (3.2)$$

où le paramètre m représente la pente (pente de $m + 2$) de ce régime identifiée sur les courbes d'Auto-Échauffement (diagramme logarithmique). Le fait d'écrire cet indicateur sous cette forme permet de relier facilement l'évolution de l'intensité du régime secondaire avec l'évolution de la limite d'endurance moyenne du matériau identifiée par les essais d'Auto-Échauffement. En effet, le paramètre β peut s'écrire en fonction du paramètre S_0 du modèle probabiliste (Eq.1.69) qui lui-même est relié à la limite d'endurance Σ_{∞} (Eq.1.76). Tel qu'il est écrit, cet indicateur représente directement l'évolution de la limite d'endurance moyenne du matériau identifiée par les essais d'Auto-Échauffement, tel que

$$\beta_{\text{norm}} = \frac{\Sigma_{\infty}^{\text{AE}}(\text{histoire})}{\Sigma_{\infty}^{\text{AE}}(\text{référence})}. \quad (3.3)$$

3.1 Effet d'une pré-déformation plastique initiale

L'étude de l'influence d'une pré-déformation plastique initiale a déjà été réalisée pour différents grades d'aciers laminés. [Munier, 2012], entre autres, a montré qu'une déformation plastique obtenue par cisaillement sur un acier dual phase modifie les propriétés en fatigue du matériau. La limite d'endurance moyenne à 2 millions de cycles, identifiée par une campagne d'essais de fatigue classique, a augmentée de l'ordre de 30% après cette déformation plastique en cisaillement de 20% (Fig.3.1(a)). Ce résultat a été retrouvé avec des essais d'Auto-Échauffement réalisés sur le même matériau pour différents niveaux de pré-déformation plastique initiale (Fig.3.1(b)).

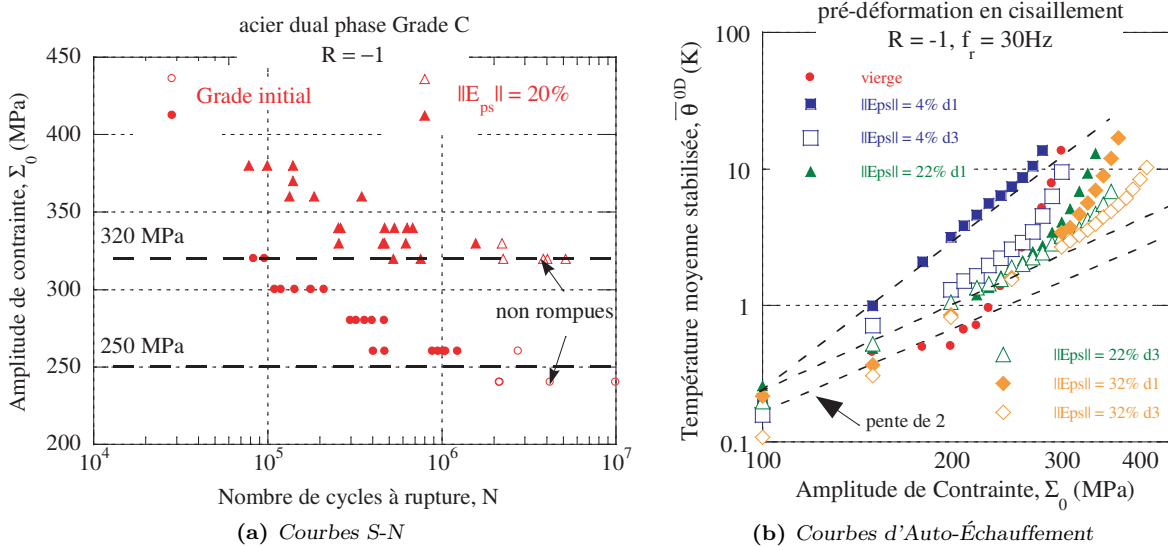


Figure 3.1 – Influence d'une pré-déformation plastique initiale en cisaillement sur un acier dual phase [Munier, 2012]

Ces résultats ont notamment permis de montrer que la dissipation intrinsèque du matériau était affectée par l'effet d'une pré-déformation plastique initiale, et donc de valider

l'utilisation de la méthode d'Auto-Échauffement pour analyser l'impact d'un effet d'histoire sur les propriétés en fatigue. Dans ce chapitre, deux types de pré-déformation plastique initiale sont étudiés : uniaxiale et equibiaxiale. En plus des essais d'Auto-Échauffement, des observations de l'évolution du phénomène micro-plastique en surface du matériau ont été réalisées, via l'étude des BGPs, pour justifier le choix de la modélisation dans le chapitre 4.

3.1.1 Cas d'une pré-déformation plastique uniaxiale

Pour étudier l'influence de l'état initial du matériau, une pré-déformation plastique initiale est appliquée sur une éprouvette en réalisant un essai de traction classique piloté en déformation (Fig.3.2). Les éprouvettes utilisées sont extraites dans le sens travers par rapport au sens de laminage ($ST=90^\circ$) et présentent une zone utile similaire aux éprouvettes classiques d'Auto-Échauffement en traction (Fig.3.3). Puis, un essai d'Auto-Échauffement est réalisé après avoir mesuré les nouvelles dimensions (largeur et épaisseur) de la zone utile afin de déterminer correctement la contrainte. Différents niveaux de déformation plastique sont étudiés, allant de 0.1% à 20%.

Les résultats d'essais (Fig.3.4) montrent bien la présence de 2 régimes d'Auto-Échauffement. Une pré-déformation plastique initiale a une forte influence sur les courbes d'Auto-Échauffement, même pour de faibles niveaux. Une évolution significative est constatée dès un niveau de déformation plastique de 0.1%. Ensuite, pour de plus forts de niveaux, les

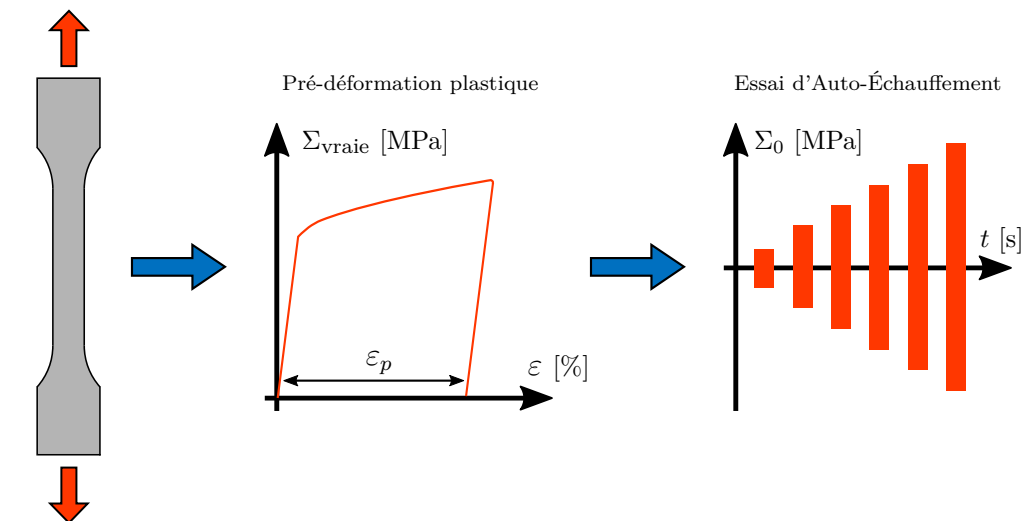


Figure 3.2 – Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'une pré-déformation plastique initiale sur les courbes d'Auto-Échauffement

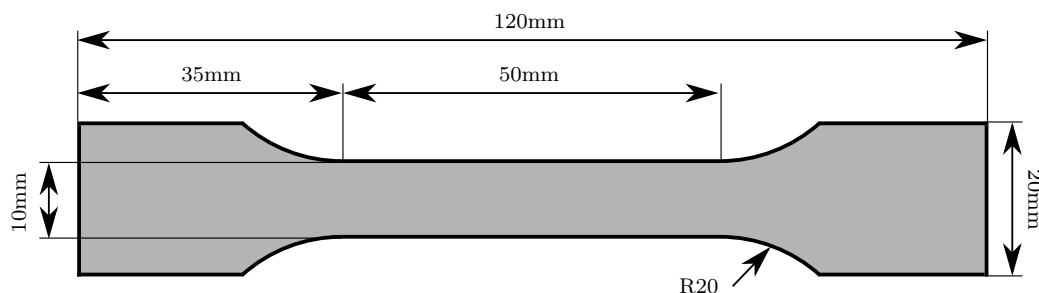


Figure 3.3 – Type d'éprouvettes utilisées pour étudier l'effet d'une pré-déformation plastique initiale

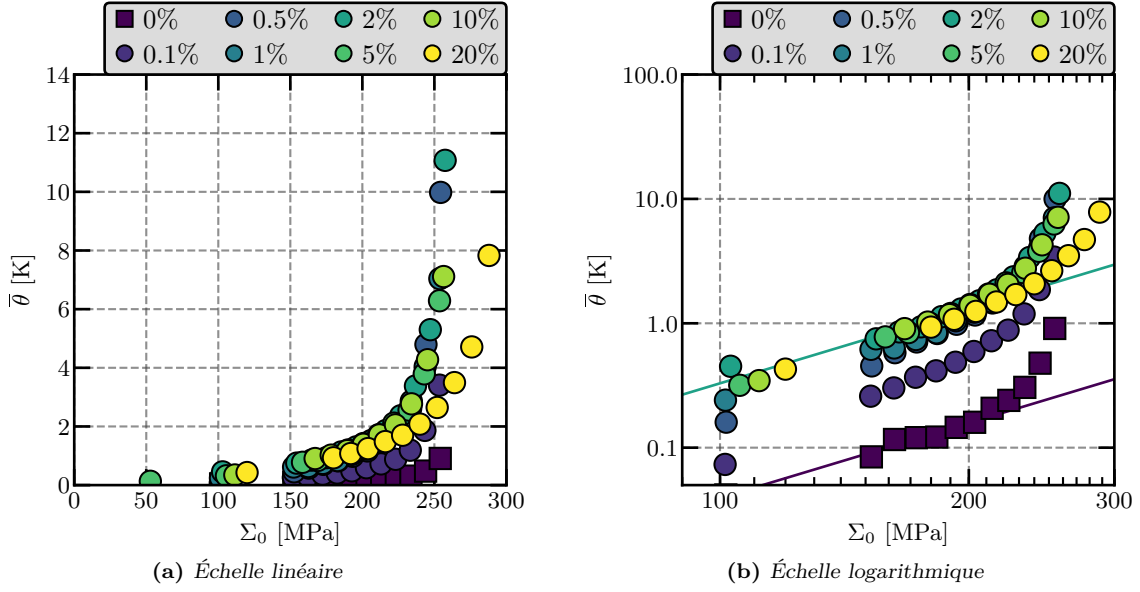


Figure 3.4 – Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement

courbes semblent évoluer plus légèrement. Afin d'analyser les courbes plus précisément, les deux régimes d'Auto-Échauffement sont étudiés séparément.

L'évolution du régime primaire d'Auto-Échauffement est d'abord étudiée (Fig.3.5). Il faut noter que la pente du régime primaire est toujours globalement égale à 2 (droites noires Fig.3.5(a)). L'indicateur α_{norm} , donné par

$$\alpha_{\text{norm}} = \frac{\alpha(\varepsilon_p)}{\alpha(\varepsilon_p = 0)} \quad (3.4)$$

est le rapport entre les amplitudes identifiées sur les courbes d'Auto-Échauffement, $\alpha(\varepsilon_p)$,

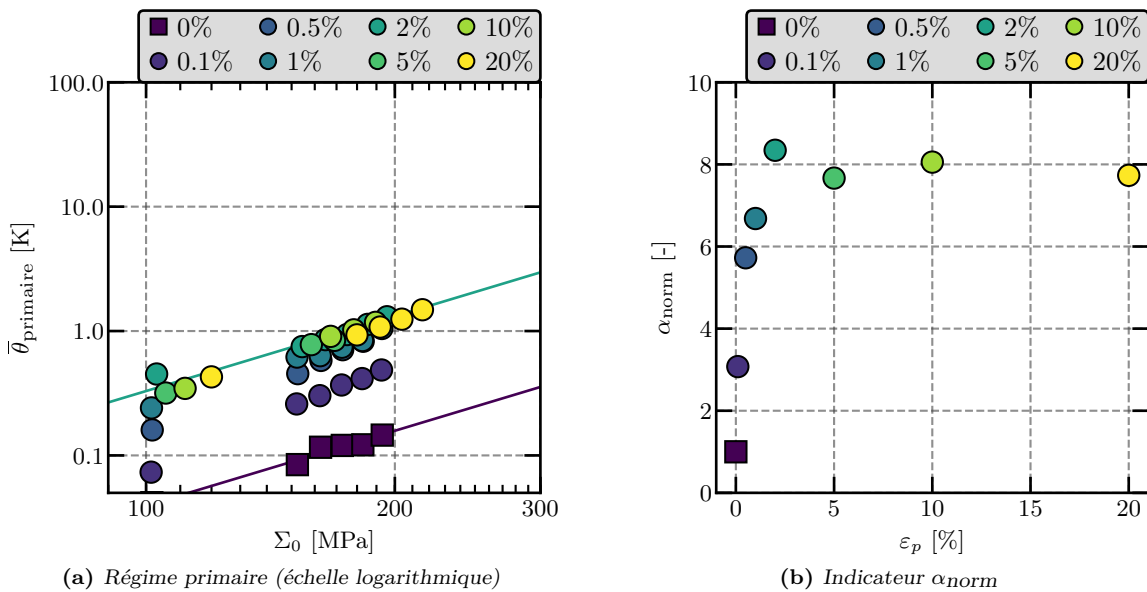


Figure 3.5 – Évolution du régime primaire d'Auto-Échauffement en fonction d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale

et l'amplitude du régime primaire pour le grade vierge, $\alpha(\varepsilon_p = 0)$ (Fig.3.5(b)). Il permet de représenter l'évolution de ce régime. Dès l'apparition d'un faible niveau de déformation plastique au sein du matériau (à 0.1% de pré-déformation, le matériau est quasiment dans son état vierge), l'amplitude du régime primaire évolue fortement. Cette évolution atteint une saturation à partir de 2% de déformation plastique. Le régime primaire est associé à l'évolution du réseau des dislocations au sein de la matière. Lors de l'application d'une déformation uniaxiale, la densité de dislocations augmente et le réseau évolue suivant une direction préférentielle, correspondant à la direction du chargement [De et al., 2000] [Hutchinson and Ridley, 2006] [Dini et al., 2010]. *A priori*, appliquer une sollicitation cyclique suivant la même direction que lors de la réalisation de la déformation provoque une dissipation plus importante que celle obtenue pour l'état vierge. Ce phénomène sature à partir d'un niveau de déformation plastique compris entre 1% et 2%.

L'évolution du régime secondaire est ensuite analysée. Pour observer cette évolution sans l'influence du régime primaire, ce dernier est soustrait à la courbe initiale : $\bar{\theta}_{r2} = \bar{\theta}_{\text{exp}} - \bar{\theta}_{r1}^1$ avec $\bar{\theta}_{r1} = \alpha(\Sigma_0/\Sigma_{\text{max}})^2$ (Fig.3.6(a)). Pour tous les niveaux de pré-déformation plastique initiale étudiés, la pente du régime secondaire (paramètre $m + 2$) reste constante, elle ne dépend pas du niveau de déformation plastique. La valeur identifiée pour le grade vierge est $m = 22$. L'évolution de l'amplitude du régime secondaire est donnée par l'indicateur d'évolution β_{norm} , tel que

$$\beta_{\text{norm}} = \left[\frac{\beta(\varepsilon_p = 0)}{\beta(\varepsilon_p)} \right]^{1/m} = \frac{\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\varepsilon_p)}{\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\varepsilon_p = 0)}. \quad (3.5)$$

Il représente le rapport entre les limites d'endurance moyennes identifiées pour chaque niveau de pré-déformation plastique initiale, $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\varepsilon_p)$, et celle identifiée sur le grade vierge, $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\varepsilon_p = 0)$, (Fig.3.6(b)). L'amplitude diminue fortement dès que de la plasticité est présente dans le matériau. Ceci conduit à une diminution de la limite d'endurance moyenne identifiée par les mesures d'Auto-Échauffement d'environ de 10%, pour un niveau de déformation plastique

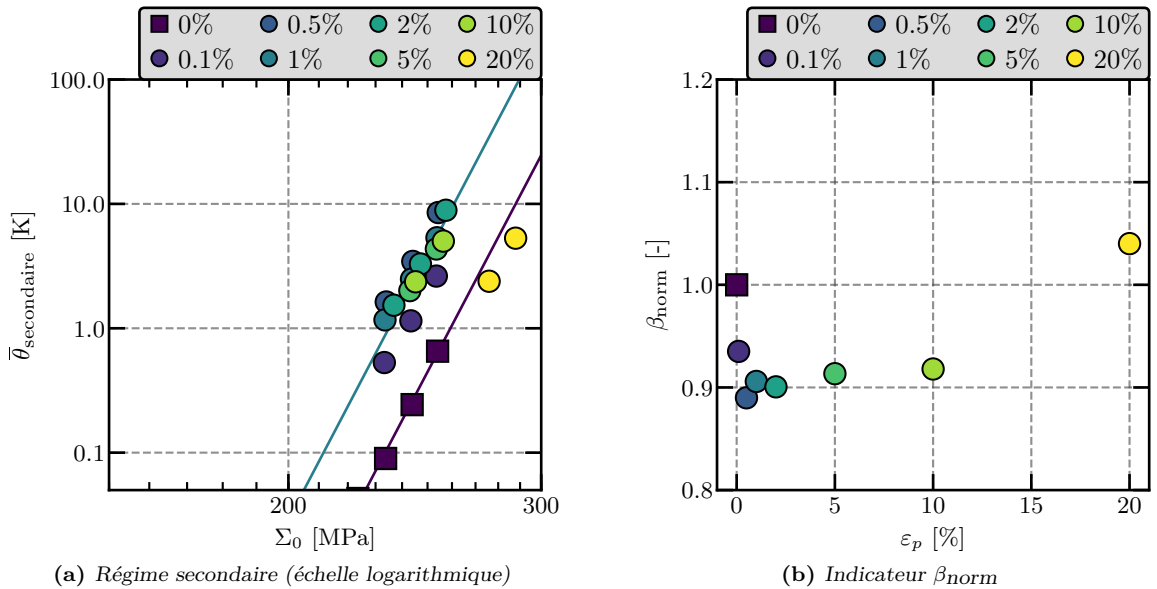


Figure 3.6 – Évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement en fonction d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale

1. "r1" et "r2" symbolisent respectivement les régimes primaire et secondaire

compris entre 0.5% et 1%. Ensuite, il n'y a quasiment pas d'évolution, puis une augmentation apparaît pour de forts niveaux de plasticité. Pour un niveau de déformation plastique initiale de 20%, la limite d'endurance moyenne identifiée a augmenté d'environ 4%.

Ces résultats d'essais permettent de montrer que l'état du matériau a un impact important sur l'évolution des courbes d'Auto-Échauffement, et donc de la limite d'endurance moyenne identifiée par ces mesures thermiques. Il est important de noter qu'un faible niveau de déformation plastique résiduelle dans le matériau implique une modification significative des propriétés en fatigue. Il est donc essentiel de prendre en compte le niveau de déformation plastique dans la modélisation de l'influence des effets d'histoire.

État	α [-]	β [-]	$\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}$ [MPa]
Vierge	0.2466	0.4459	210
$\varepsilon_p = 0.1\%$	0.7582	1.9501	196
$\varepsilon_p = 0.5\%$	1.4118	5.8032	187
$\varepsilon_p = 1\%$	1.6476	3.9263	190
$\varepsilon_p = 2\%$	2.0575	4.4632	189
$\varepsilon_p = 5\%$	1.8904	3.2600	192
$\varepsilon_p = 10\%$	1.9863	2.9306	193
$\varepsilon_p = 20\%$	1.9070	0.1876	218

Table 3.1 – Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement après une pré-déformation plastique initiale uniaxiale

3.1.2 Observations des mécanismes dissipatifs sous sollicitation cyclique

Dans le chapitre 1 (§1.3.1), le protocole expérimental permettant d'observer les mécanismes dissipatifs sous sollicitation cyclique a été présenté. Les résultats obtenus étaient en accord avec la modélisation d'un essai d'Auto-Échauffement pour un acier HSLA420 dans son état vierge (sortie d'usine). Il a également été montré qu'une pré-déformation plastique initiale avait un impact sur l'évolution de l'émergence des bandes de glissement persistantes (BGPs) [Munier, 2012]. Cette procédure a été utilisée sur le matériau d'étude (HSLA320) pour observer l'évolution de l'émergence des BGPs en fonction du niveau de déformation plastique initialement induit dans le matériau.

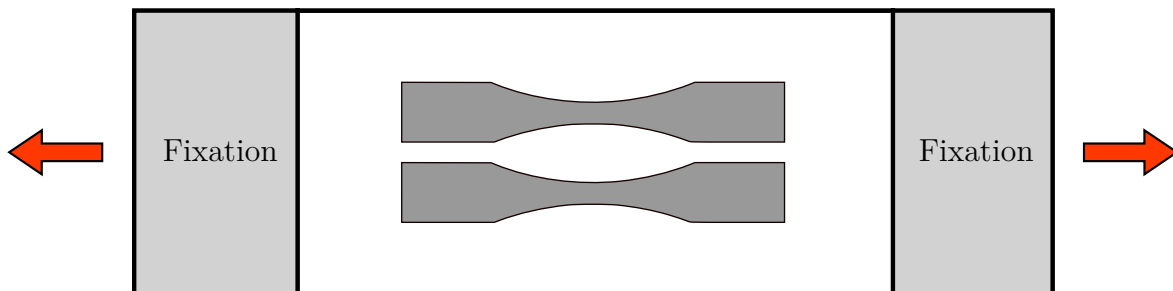


Figure 3.7 – Application d'une pré-déformation plastique initiale sur un coupon, dans lequel les éprouvettes diabolos sont ensuite extraites

Une pré-déformation plastique ne peut pas être appliquée directement sur les éprouvettes de type diabolo car le champ de déformation ne serait pas homogène et la géométrie serait modifiée. Un essai de traction est alors appliqué à un coupon rectangulaire duquel les éprouvettes seront ensuite extraites (Fig.3.7). Les niveaux de déformation plastique initiale et les niveaux d'amplitude de sollicitation considérés sont présentés dans le tableau (Tab.3.2). Les clichés en surface de l'éprouvette sont réalisés grâce à un microscope optique KEYENCE à un grossissement x1000 (Fig.3.8), ce qui permet d'observer une zone de $342 \times 256 \mu\text{m}^2$.

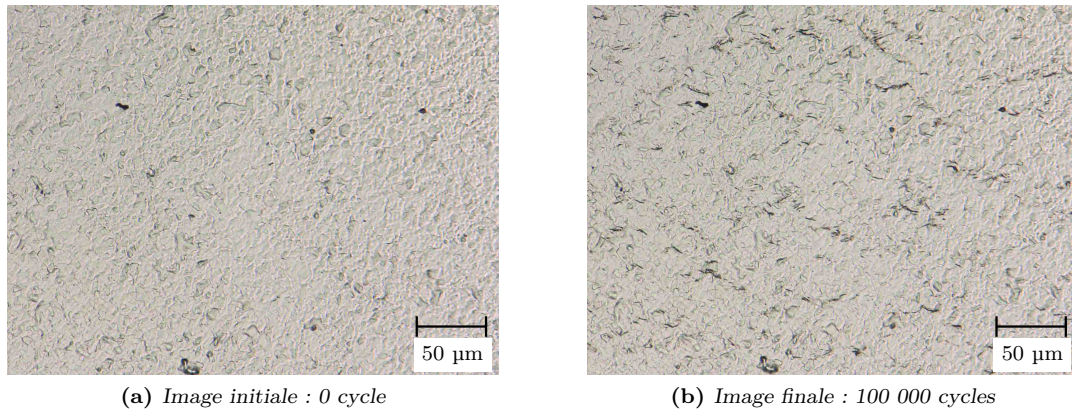


Figure 3.8 – Apparition de BGPs à la surface du matériau pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa

État vierge						
Σ_0 [MPa]	210	220	230	240	250	260
Nombre cycles	2 000 000	1 300 000	500 00	400 000	200 000	100 000
Pré-déformation 0.1%						
Σ_0 [MPa]	210	220	240	250		
Nombre cycles	2 000 000	1 000 000	300 00	100 000		
Pré-déformation 5%						
Σ_0 [MPa]	220	240	250			
Nombre cycles	600 000	60 000	50 00			
Pré-déformation 16.5%						
Σ_0 [MPa]	240	260	280	290		
Nombre cycles	2 000 000	120 000	150 00	80 000		

Table 3.2 – Matrice d'essais pour les observations des BGPs

Le post-traitement de ces essais est réalisé par traitement d'image pour venir détecter les BGPs, représentées par des taches noires. Pour illustrer cette méthode de post-traitement, les images sont prises pour le matériau d'étude sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa (Fig.3.8). Sur ces clichés, il est difficile de distinguer une BGP d'un joint de grain car le contraste est faible. L'image initiale est alors soustraite de l'image finale pour observer seulement ce qui est apparu, c'est-à-dire les BGPs. Pour cela, une attention particulière doit être portée sur la prise des images afin d'assurer que la zone d'observation soit toujours la même. Cependant, il existe toujours un faible décalage de quelques pixels. L'image finale est donc recalée par rapport à l'image initiale grâce

aux méthodes numériques ORB (Oriented fast and Rotated Brief) [Rublee et al., 2011] et RANSAC (RANDOM Sample Consensus) [Fischler and Bolles, 1981]. La première méthode détecte des points similaires entre les deux images et estime les meilleurs vecteurs de déplacement et de rotation entre les deux images. La seconde méthode permet de réaliser la transformation de l'image finale pour correspondre au mieux à l'image initiale. Une fois cette étape de recalage réalisée, la soustraction des deux images peut être faite (Fig.3.9(a)).

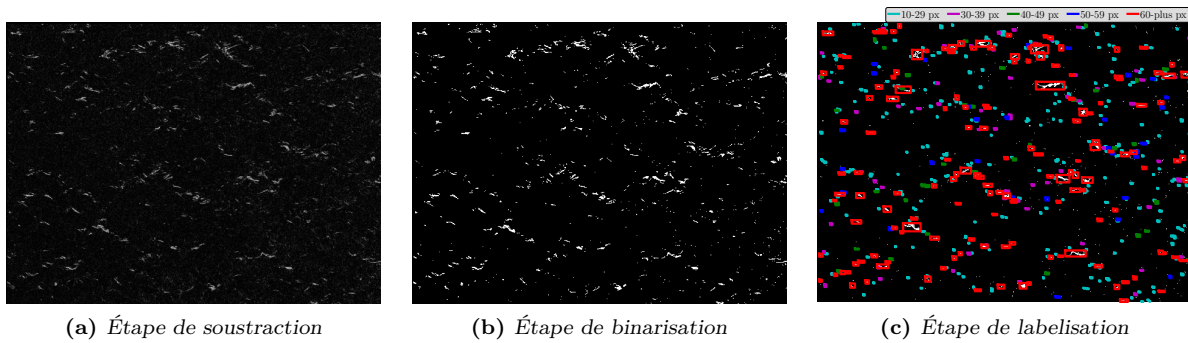


Figure 3.9 – Images obtenues après les étapes de soustraction de l'image initiale sur l'image finale (a), de binarisation de l'image soustraite (obtenue après soustraction) (b), et de labelisation (c) pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa

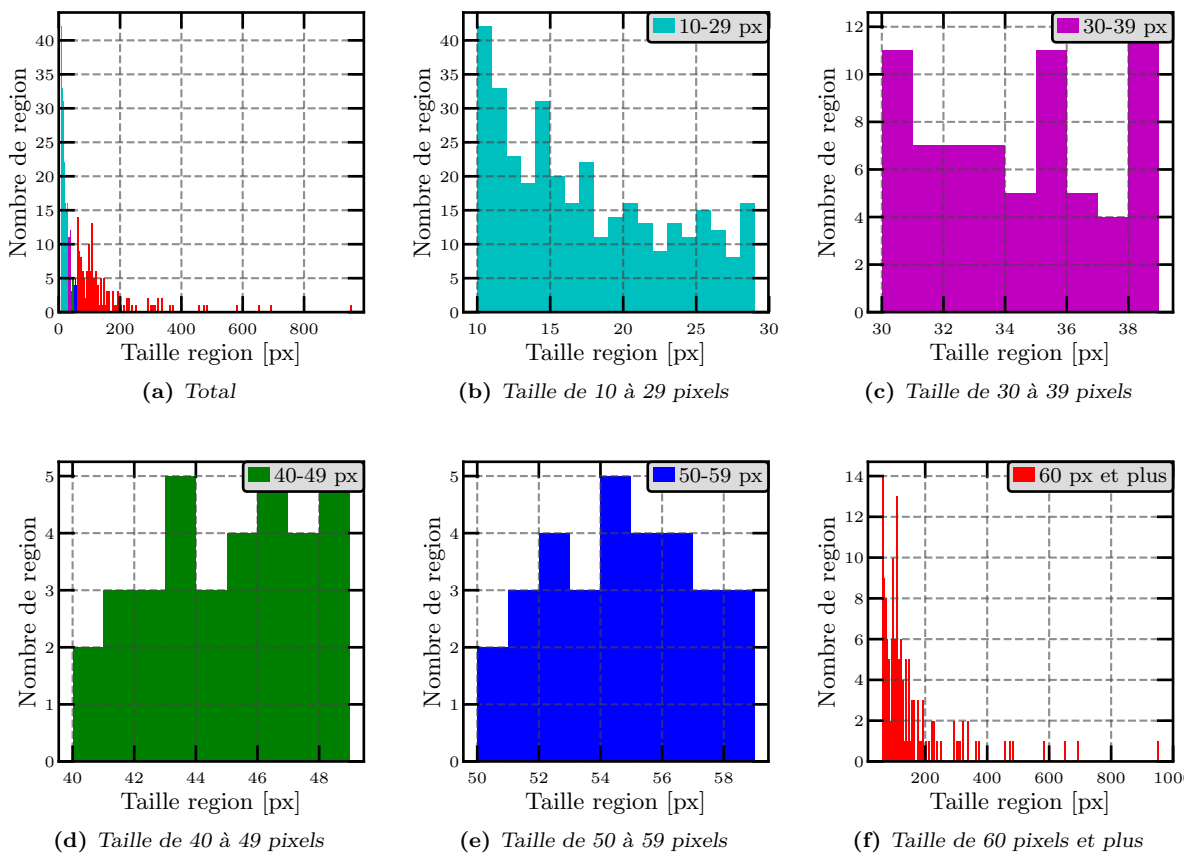


Figure 3.10 – Histogrammes obtenus à partir de l'étape de labelisation, permettant de compter le nombre de BGP, pour un acier HSLA320, sans pré-déformation plastique initiale, sous sollicitation cyclique d'amplitude 260 MPa

La seconde étape du post-traitement consiste à binariser les images obtenues par l'étape précédente (Fig.3.9(b)). Ensuite une méthode de labélisation est utilisée afin de détecter, et de compter, les BGPs (Fig.3.9(c)). Cette méthode permet de détecter les groupes constitués de pixels blancs, appelés "région" et de calculer leur taille (nombre de pixels blancs constituant une région). Il est important de souligner que la taille d'une région ne représente pas réellement la taille d'une BGP en surface du matériau. Ceci est dû aux imprécisions créées lors des étapes de soustraction et de binarisation. Si une région a une taille trop petite, alors elle est considérée comme du bruit et n'est pas comptabilisée comme une BGP. Ce bruit peut être dû à la qualité des clichés pris, à l'étape de soustraction de l'image initiale sur l'image finale et à la valeur seuil choisie permettant la binarisation. Pour l'exemple considéré, la taille minimale choisie est de 10 pixels. Un histogramme peut être tracé représentant le nombre de chaque région de même taille (Fig.3.10(a)). Pour avoir une meilleure lecture de ce graphique, cinq sous-histogrammes sont tracés représentant respectivement les régions de tailles comprises entre 10 et 29 pixels (Fig.3.10(b)), de 30 à 39 pixels (Fig.3.10(c)), de 40 à 49 pixels (Fig.3.10(d)), de 50 à 59 pixels (Fig.3.10(e)) et pour des régions de tailles supérieures à 60 pixels (Fig.3.10(f)).

Ce protocole de comptage de BGPs a été appliqué à tous les essais effectués (Fig.3.11). Les évolutions du nombre de BGPs en fonction de l'amplitude du chargement pour l'état vierge ou après une pré-déformation plastique initiale de 0.1% sont très similaires. Pour l'éprouvette ayant subi une déformation de 5%, les BGPs apparaissent pour des niveaux de contrainte plus faibles (émergence plus rapide). Le contraire se produit pour un niveau de déformation de 16.5%. Les BGPs apparaissent pour des niveaux de contraintes plus importantes (émergence moins rapide). Ces résultats sont en accord avec ceux obtenus par les essais d'Auto-Échauffement, notamment avec le paramètre β_{norm} , représentant l'évolution du régime secondaire.

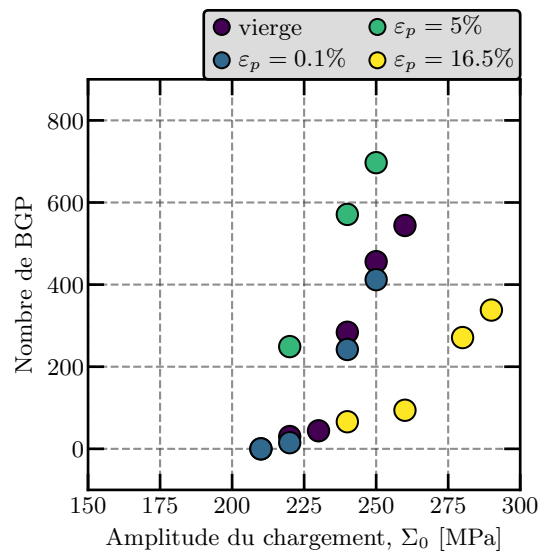


Figure 3.11 – Évolution du nombre de BGPs en fonction de l'amplitude du chargement pour différents niveaux de pré-déformation plastique initiale, pour un acier HSLA320

Dans le modèle présenté lors du chapitre 1, l'évolution de nombre de BGPs en fonction de l'amplitude du chargement est déterminée à partir du Processus Ponctuel de Poisson (P.P.P.) (Eq.1.65). Ce résultat sera utilisé dans le chapitre 4 pour essayer d'apporter des améliorations au modèle initial pour qu'il puisse rendre compte de ces effets d'histoire.

3.1.3 Cas d'une pré-déformation plastique equibiaxiale

Pour compléter l'étude, l'influence d'une pré-déformation equibiaxiale est étudiée. Pour réaliser une telle déformation plastique, un emboutissage de forme circulaire a été réalisé sur des tôles pour obtenir des gamelles (Fig.3.12(a)). Un mouchetis a été préalablement appliqué sur une des tôles embouties pour analyser le champ de déformation une fois l'opération d'emboutissage réalisée. Cela a permis de valider que la déformation est equibiaxiale puisque les déformations suivant les deux directions dans le plan de la tôle sont similaires (Fig.3.12(b)). Le niveau de déformation plastique equibiaxiale atteint est d'environ 18%. Les éprouvettes extraites pour les essais d'Auto-Échauffement sont des barreaux de dimension $120 \times 10 \text{ mm}^2$ (Fig.3.13). Après avoir réalisé un essai d'Auto-Échauffement sur un barreau issu d'une gamelle, la courbe d'Auto-Échauffement est comparée avec celles obtenues pour le grade vierge (Fig.3.14).

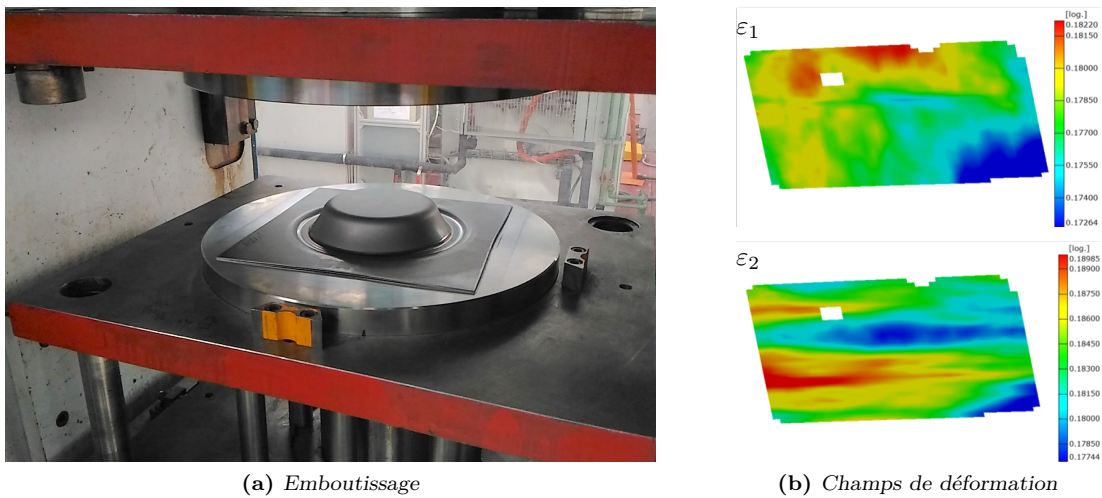


Figure 3.12 – Procédé de réalisation d'une pré-déformation equibiaxiale sur tôles et analyse du champ de déformation par un système de stéréocorrélation d'images GOM

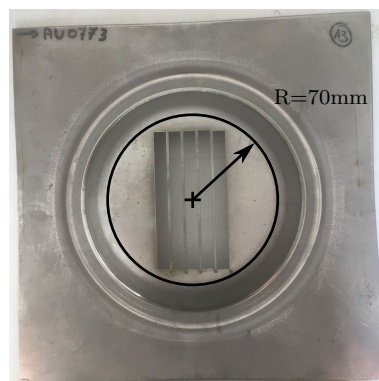


Figure 3.13 – Extraction des éprouvettes d'Auto-Échauffement sur les gamelles après emboutissage

La première constatation est que le régime primaire a toujours une pente de 2. Son amplitude est faiblement impactée par la déformation equibiaxiale, contrairement à une déformation uniaxiale qui a une forte influence sur ce régime. Ceci peut s'expliquer par la différence entre la direction d'application de la déformation et la direction de sollicitation. Lors d'une déformation equibiaxiale, le réseau de dislocations ne semble *a priori* pas évoluer

suivant une direction préférentielle, contrairement à une déformation uniaxiale. De plus, comme le chargement appliqué est uniaxial, la direction des sollicitations est différente des directions des déformations induites par l'opération d'expansion equibiaxiale. Ceci pourrait expliquer le fait que le régime primaire soit faiblement impacté par une forte pré-déformation plastique equibiaxiale.

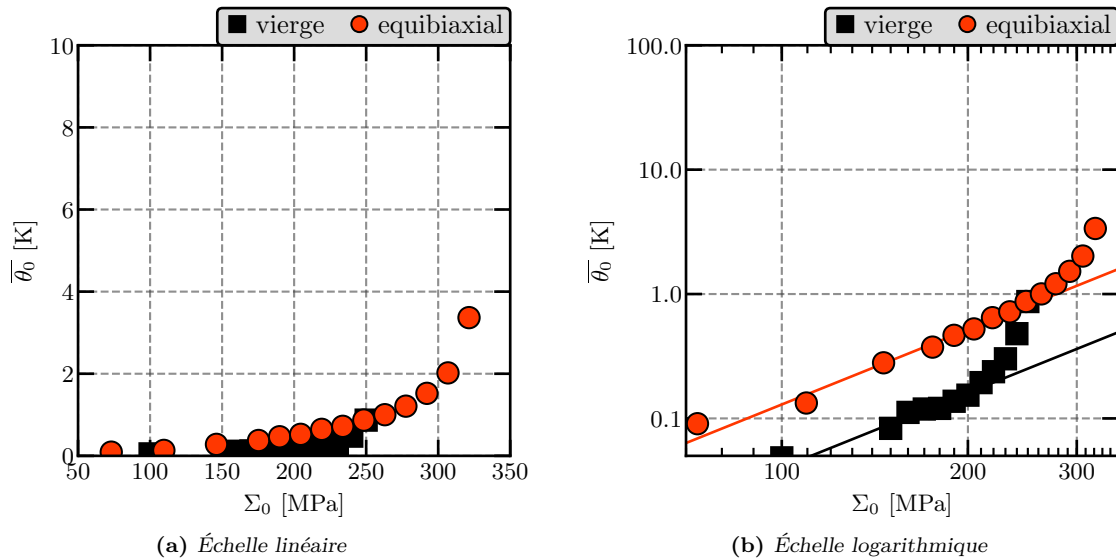


Figure 3.14 – Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement

Après identifications des paramètres du modèle (Tab.3.3), la limite d'endurance estimée est d'environ 254 MPa. Cette valeur est en accord avec les résultats obtenus à partir d'une campagne de fatigue classique, pour laquelle la limite d'endurance identifiée est d'environ 240 MPa (Fig.3.15). Les éprouvettes de fatigue standard chez ArcelorMittal sont trop grandes pour être extraites dans les gamelles. Une homothétie a été réalisée afin d'obtenir de nouvelles éprouvettes pouvant être extraites dans les gamelles, permettant de garder les proportions identiques à la géométrie initiale (Fig.3.16).

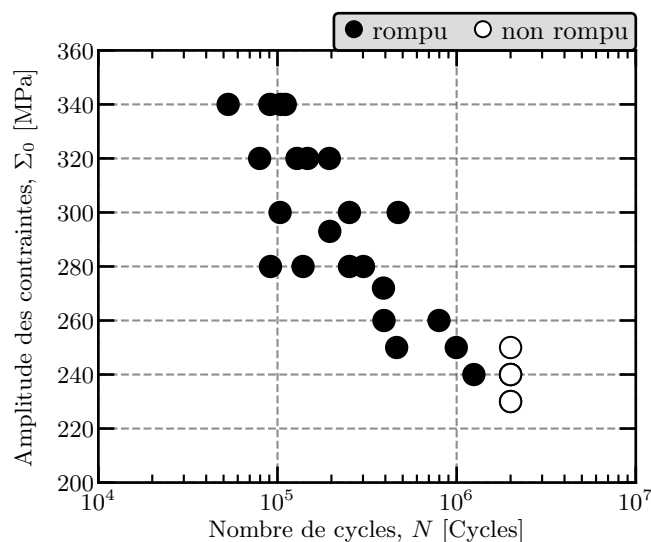


Figure 3.15 – Courbe S-N sous sollicitation uniaxiale après une pré-déformation equibiaxiale

État	α [-]	β [-]	$\bar{\Sigma}_{\infty}^{AE}$ [MPa]	$\bar{\Sigma}_{\infty}$ [MPa]
Vierge	0.2466	0.4459	210	210
Gamelle	0.8088	0.0066	254	250

Table 3.3 – Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement ($\bar{\Sigma}_{\infty}^{AE}$) et par des essais de fatigue classiques ($\bar{\Sigma}_{\infty}$) après une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale

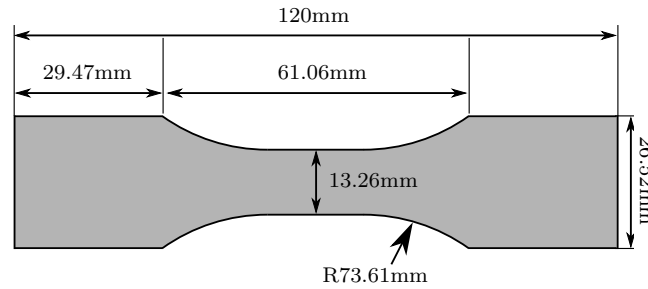


Figure 3.16 – Nouvelles éprouvette de fatigue (homothétie) pour étudier l'effet d'une pré-déformation equibiaxiale par des essais de fatigue classique

3.2 Effet d'une pré-déformation plastique equibiaxiale en cisaillement

L'influence d'une pré-déformation plastique equibiaxiale initiale a été étudiée par des essais d'Auto-Échauffement en traction/compression. L'idée ici est d'étudier l'influence d'une

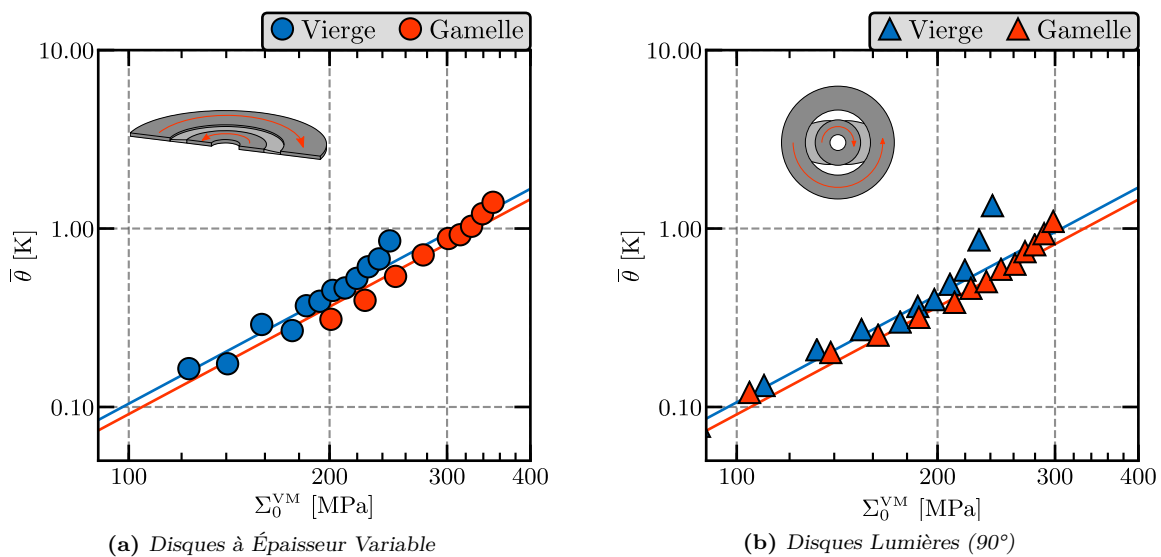


Figure 3.17 – Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement

telle déformation sur un chargement de cisaillement. Pour cela, des éprouvettes disques (voir Chapitre 2) ont été extraites dans des gamelles après emboutissage, afin de réaliser des essais d'Auto-Échauffement en cisaillement (Fig.3.17).

Pour les deux géométries, disques à épaisseur variable et disques lumières (sens 90°), le régime primaire ne semble pas être impacté par la pré-déformation equibiaxiale (Fig.3.18). Quant au régime secondaire, une évolution significative est constatée pour les deux géométries (Fig.3.19). Cependant, un ou deux paliers supplémentaires pourraient permettre de mieux identifier le régime secondaire. Or, les niveaux de chargement pour ces paliers supplé-

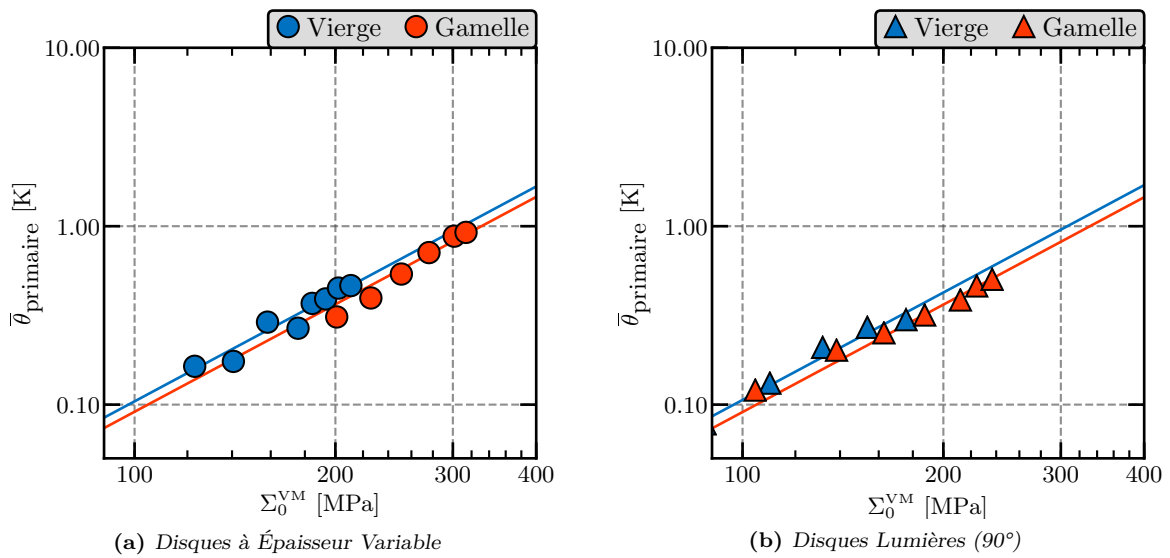


Figure 3.18 – Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur le régime primaire d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement

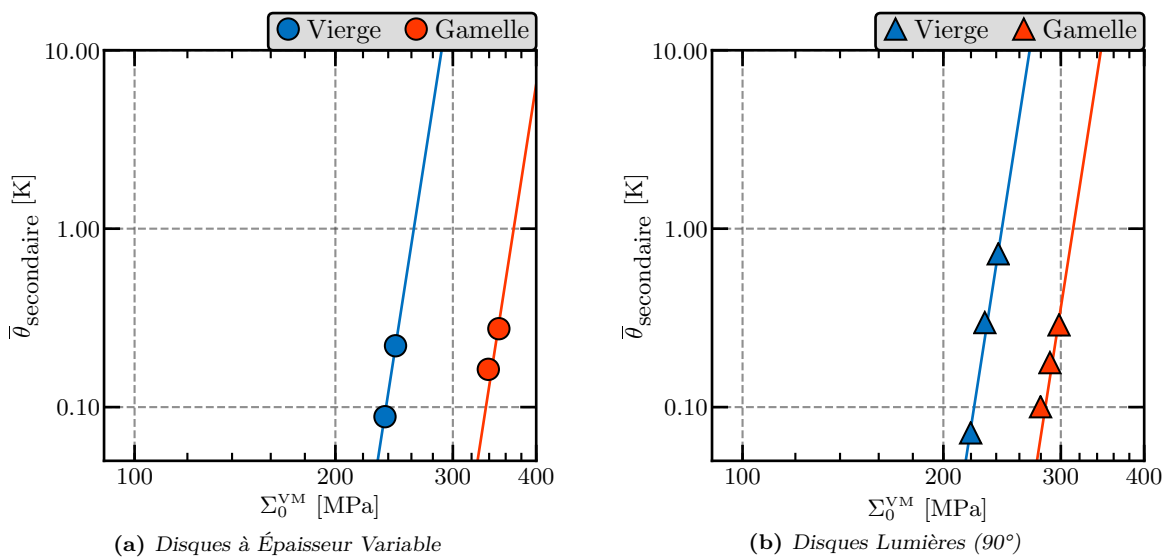


Figure 3.19 – Influence d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur le régime secondaire d'Auto-Échauffement sous sollicitation de cisaillement

3.3. Effet d'un pré-chargement cyclique

mentaires seraient importants. En augmentant l'amplitude du chargement, le couple limite transmissible pourrait être atteint, ainsi que les limites de la machine hydraulique. De plus, concernant la géométrie lumières, des fissures importantes sont apparues dans les zones de concentration des contraintes (Fig.3.20). Il est donc difficile de réaliser des paliers d'Auto-Échauffement supplémentaires. Ces résultats sont quand même suffisants pour détecter le changement de régime, et donc pour observer l'évolution de la limite d'endurance moyenne estimée en cisaillement.

Pour les deux géométries de disque de cisaillement, une pré-déformation plastique equibiaxiale initiale semble améliorer les propriétés en fatigue sous un chargement de cisaillement. Les limites d'endurance moyennes étaient d'environ 230 MPa pour la géométrie à épaisseur variable et d'environ 210 MPa pour la géométrie lumières. Après une pré-déformation plastique equibiaxiale, les nouvelles limites d'endurance moyennes sont respectivement 320 MPa, pour la géométrie à épaisseur variable, et 280 MPa pour la géométrie lumières.

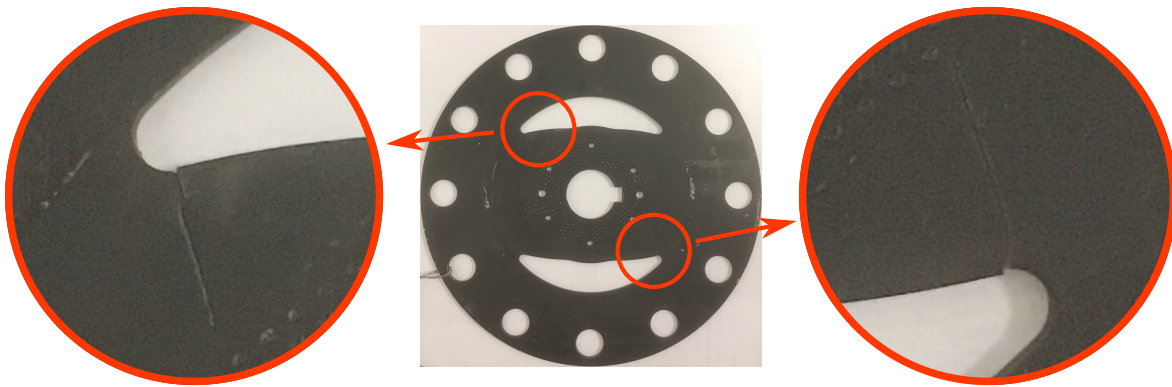


Figure 3.20 – Apparition de fissures au niveau des zones de concentration des contraintes sur l'éprouvette disque lumière après une pré-déformation plastique equibiaxiale

3.3 Effet d'un pré-chargement cyclique

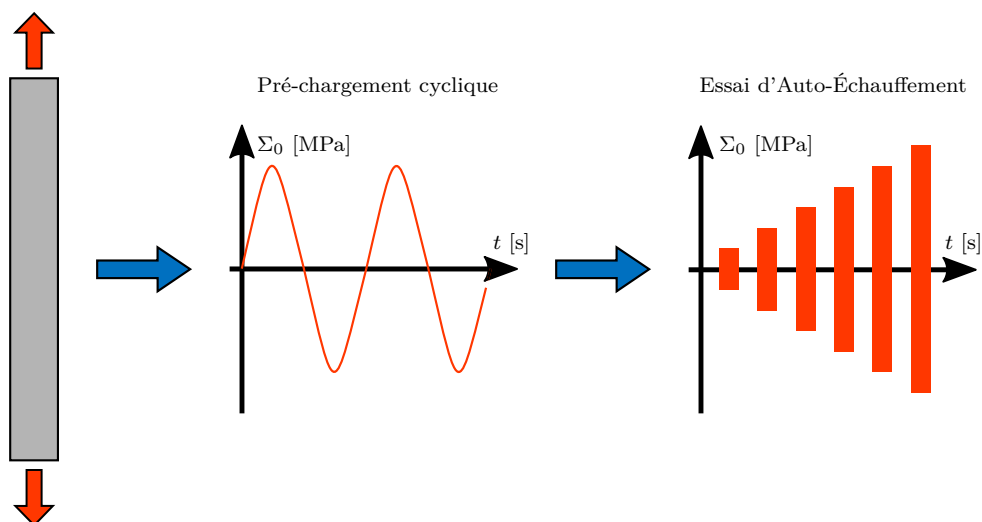


Figure 3.21 – Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'un pré-chargement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement

L'effet d'un pré-chargement cyclique sur les propriétés en fatigue a déjà été étudié [Brust and Majumdar, 1994] [Moshier et al., 2001] [Chou et al., 2015] [Pommier, 2016]. Dans cette partie, cet effet d'histoire sur l'évolution des courbes d'Auto-Échauffement est étudié. L'essai consiste à appliquer un chargement cyclique sur une éprouvette classique d'Auto-Échauffement. Tous les pré-chargements cycliques sont réalisés à amplitude des contraintes constante, inférieure à la limite d'élasticité macroscopique, pour un nombre de cycles donné et à une fréquence de 20Hz. Après avoir appliqué un pré-chargement cyclique, un essai d'Auto-Échauffement est réalisé (Fig.3.21). Dans un premier temps, l'influence de l'amplitude du pré-chargement est étudiée pour un nombre de cycles constant de $N^{pc} = 50\ 000$ cycles². Ensuite, l'influence du nombre de cycles du pré-chargement est étudiée pour une amplitude des contraintes constante de $\Sigma_0^{pc} = 200$ MPa. Puis, des résultats d'essais de fatigue classique à deux blocs de chargements sont présentés.

3.3.1 Influence de l'amplitude du pré-chargement cyclique

Les valeurs choisies pour étudier l'influence de l'amplitude des contraintes sur les courbes d'Auto-Échauffement sont comprises autour de la limite d'endurance moyenne du matériau (*i.e.* entre 190 MPa et 240 MPa) pour $N^{pc} = 50\ 000$ cycles. La première constatation est que les courbes d'Auto-Échauffement évoluent peu (Fig.3.22).

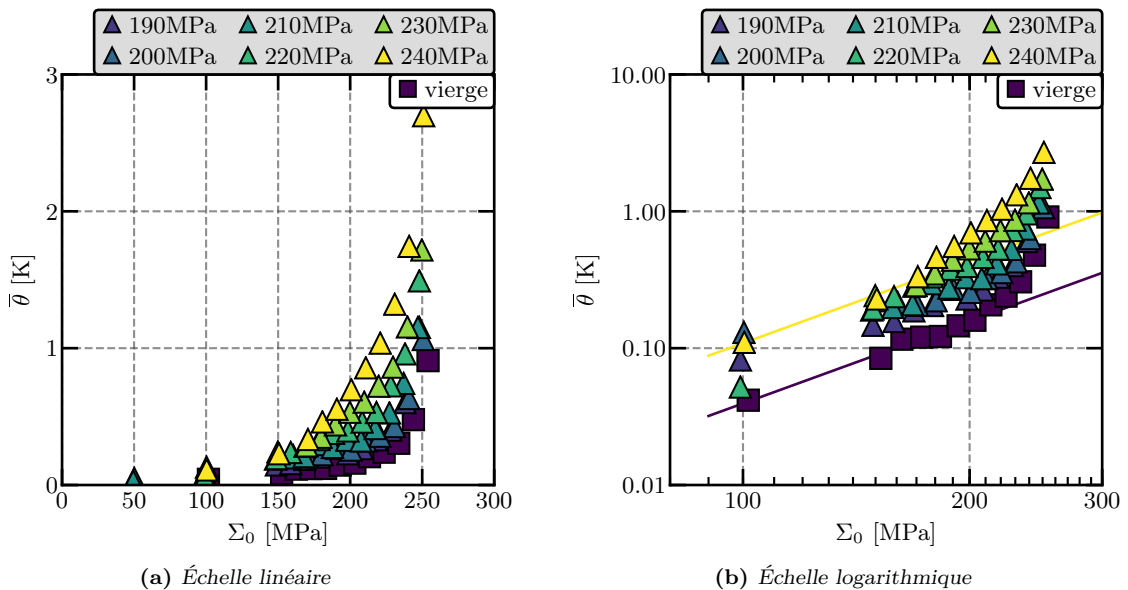


Figure 3.22 – Effet d'un pré-chargement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence de l'amplitude du chargement avec $N^{pc} = 50\ 000$ cycles

Le régime primaire, après un pré-chargement cyclique à 190 MPa, est très proche de celui du grade vierge (Fig.3.23). L'indicateur α_{norm} , définit par

$$\alpha_{norm} = \frac{\alpha(\Sigma_0^{pc}, N^{pc})}{\alpha_{vierge}} \quad (3.6)$$

représente le rapport entre l'amplitude du régime primaire identifiée après un pré-chargement cyclique, $\alpha(\Sigma_0^{pc}, N^{pc})$, et celle du grade vierge, α_{vierge} . Ensuite, l'évolution du régime primaire est linéaire, mais l'amplitude reste faible par rapport à la valeur de saturation obtenue pour le cas d'une pré-déformation plastique initiale.

2. "pc" signifie Pré-Chargement cyclique

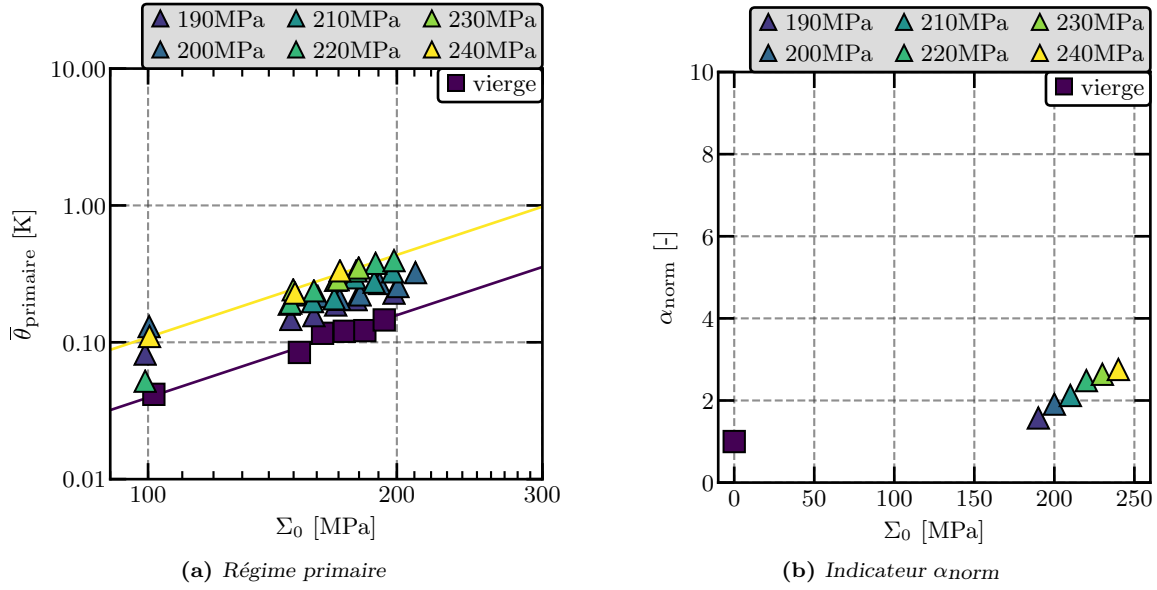


Figure 3.23 – Évolution du régime primaire en fonction de l'amplitude du pré-chargement cyclique avec $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles

Concernant le régime secondaire, l'indicateur β_{norm} , défini par

$$\beta_{\text{norm}} = \left[\frac{\beta_{\text{vierge}}}{\beta(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})} \right]^{1/m} = \frac{\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})}{\bar{\Sigma}_{\infty, \text{vierge}}^{\text{AE}}} \quad (3.7)$$

représente le rapport entre la limite d'endurance moyenne identifiée par les mesures d'Auto-Échauffement après un pré-chargement cyclique, $\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})$, et celle du grade vierge, $\bar{\Sigma}_{\infty, \text{vierge}}^{\text{AE}}$. Un pré-chargement cyclique d'amplitude inférieure ou égale à 200 MPa n'induit, *a priori*, aucune évolution (Fig.3.24). Pour des chargements plus importants, l'amplitude du régime secondaire diminue linéairement jusqu'à atteindre une perte d'environ 4% de la limite d'endurance moyenne estimée.

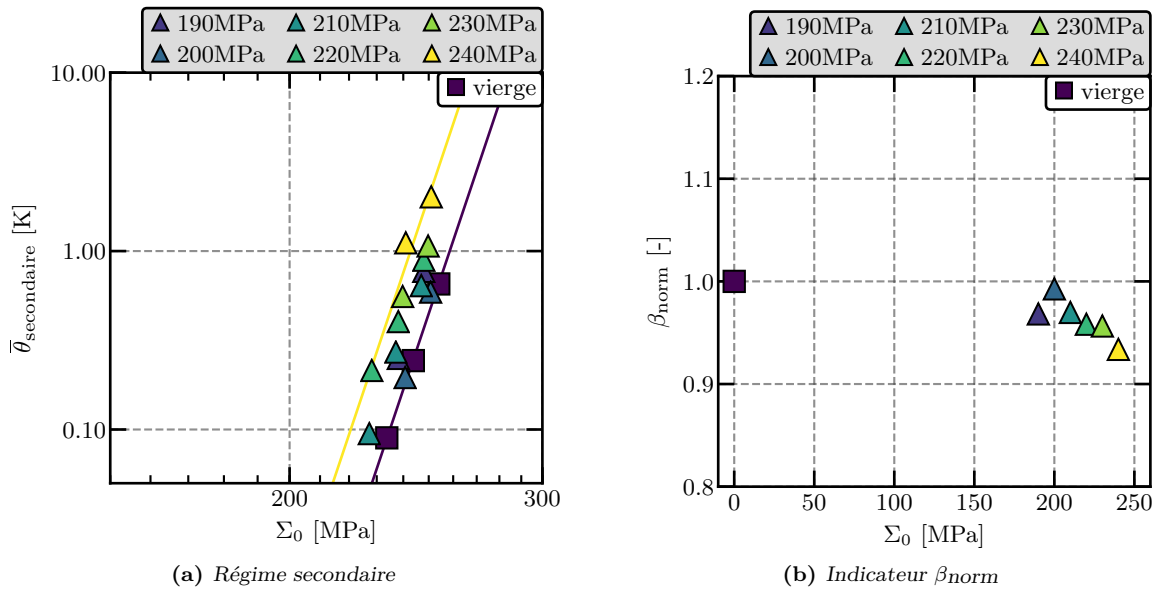


Figure 3.24 – Évolution du régime secondaire en fonction de l'amplitude du pré-chargement cyclique avec $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles

Pour étudier l'impact d'un chargement variable sur les propriétés en fatigue, une variable d'endommagement est généralement utilisée. Le résultat remarquable dans cette étude est qu'une évolution de l'estimation des propriétés en fatigue est constatée par les mesures d'Auto-Échauffement, alors qu'aucun endommagement dans le matériau n'est considéré. De plus, seulement 50 000 cycles sont appliqués lors du pré-chargeement, ce qui est faible pour avoir de l'endommagement dans le matériau, au sens de la fissuration pour des amplitudes de chargement proches de la limite d'endurance moyenne.

Chargement	α [-]	β [-]	$\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}$ [MPa]
Vierge	0.2466	0.4459	210
$\Sigma_0 = 190$ MPa	0.3880	0.9057	203
$\Sigma_0 = 200$ MPa	0.4714	0.5236	208
$\Sigma_0 = 210$ MPa	0.5233	0.8760	203
$\Sigma_0 = 220$ MPa	0.6127	1.1385	201
$\Sigma_0 = 230$ MPa	0.6507	1.1848	200
$\Sigma_0 = 240$ MPa	0.6796	2.0128	196

Table 3.4 – Paramètres des régimes et valeurs des limites d'endurances moyennes identifiées par les mesures d'Auto-Échauffement après un pré-chargeement de 50 000 cycles

3.3.2 Influence du nombre de cycles du pré-chargeement cyclique

L'influence du nombre de cycles du pré-chargeement est ensuite étudiée. Pour cela, deux amplitudes du pré-chargeement cyclique sont considérées, respectivement inférieure et supérieure à la limite d'endurance moyenne du matériau.

La première amplitude du pré-chargeement cyclique étudiée est égale à 200 MPa. Trois nombres de cycles sont considérés : $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles, $N^{\text{pc}} = 200\,000$ cycles et $N^{\text{pc}} =$

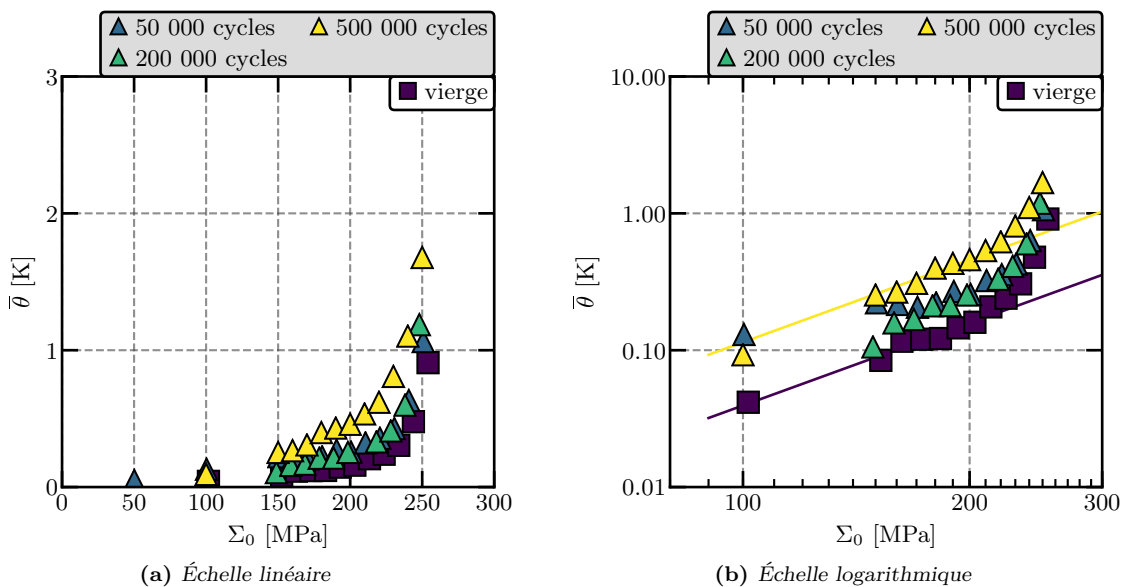


Figure 3.25 – Effet d'un pré-chargeement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence du nombre de cycles du chargement avec $\Sigma_0^{\text{pc}} = 200$ MPa

3.3. Effet d'un pré-charge cyclique

500 000 cycles. Les résultats montrent que, comme une pré-déformation plastique initiale uniaxiale, un pré-charge cyclique a une influence sur les courbes d'Auto-Échauffement (Fig.3.25)). Le régime primaire évolue très légèrement entre le grade vierge et le cas d'un pré-charge de 50 000 cycles à 200 MPa d'amplitude (résultats précédents Fig.3.23), et n'évolue pratiquement pas, quel que soit le nombre de cycles appliqué (Fig.3.26). Le nombre de cycles du pré-charge impacte faiblement le régime secondaire (Fig.3.27). Une légère diminution de la limite d'endurance moyenne du matériau estimée est observée entre le grade vierge et après l'application de 50 000 cycles à 200 MPa d'amplitude. Au-delà, il n'y a que très peu d'évolution de cette grandeur estimée par les mesures d'Auto-Échauffement.

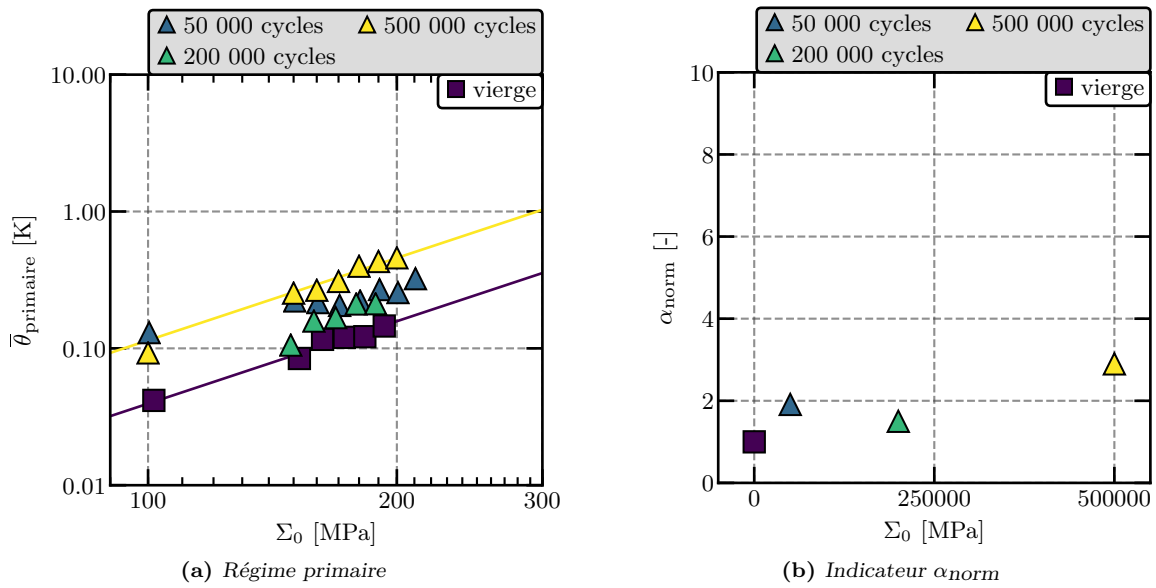


Figure 3.26 – Évolution du régime primaire en fonction du nombre de cycles du pré-charge avec $\Sigma_0^{\text{pc}} = 200$ MPa

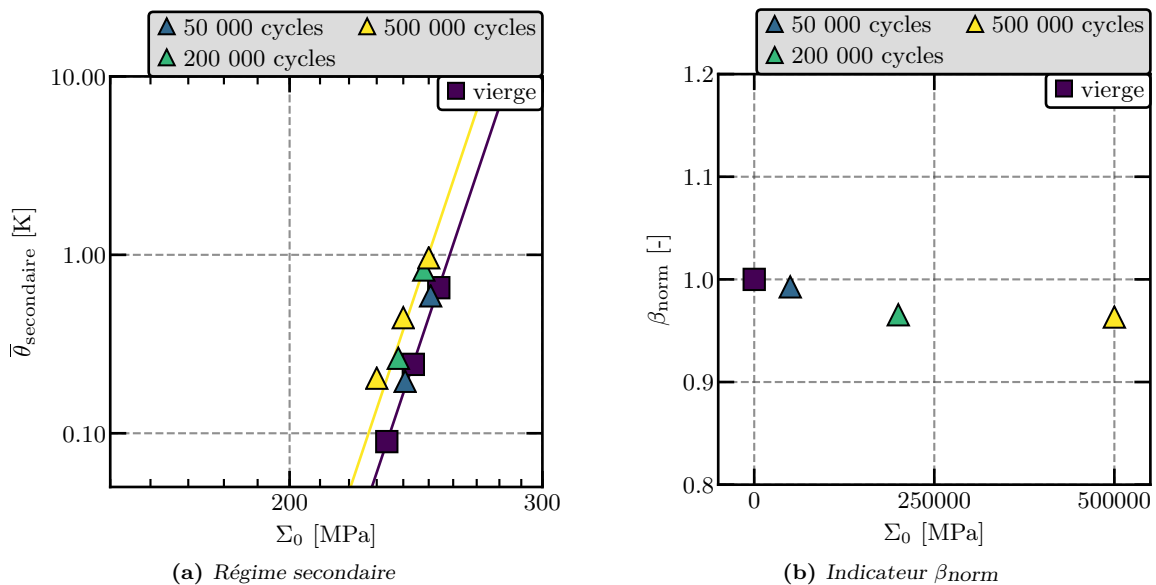


Figure 3.27 – Évolution du régime secondaire en fonction du nombre de cycles du pré-charge avec $\Sigma_0^{\text{pc}} = 200$ MPa

Ensuite, une amplitude de 240 MPa (supérieure à la limite d'endurance moyenne du matériau) est considérée, pour un nombre de cycles $N^{pc} = 15\ 000$ cycles et $N^{pc} = 50\ 000$ cycles (Fig.3.28). Dans ce cas, l'amplitude du pré-chargement cyclique est supérieure à la limite d'endurance moyenne du matériau. Les résultats obtenus sont légèrement différents des résultats précédents, considérant une amplitude de 200 MPa pour le pré-chargement cyclique. Les deux régimes d'Auto-Échauffement semblent être linéairement dépendants du nombre de cycles appliqué (Fig.3.29 et Fig.3.30). Ce résultat est important et sera utilisé lors de la prise en compte des effets d'histoire dans la modélisation (chapitre 4).

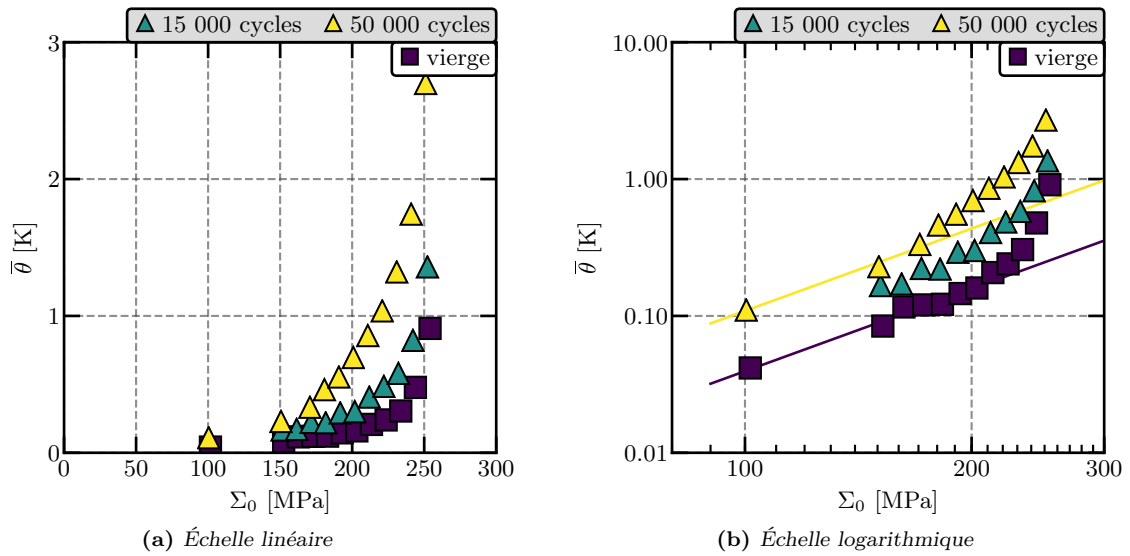


Figure 3.28 – Effet d'un pré-chargement cyclique sur les courbes d'Auto-Échauffement : étude de l'influence du nombre de cycles du chargement avec $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa

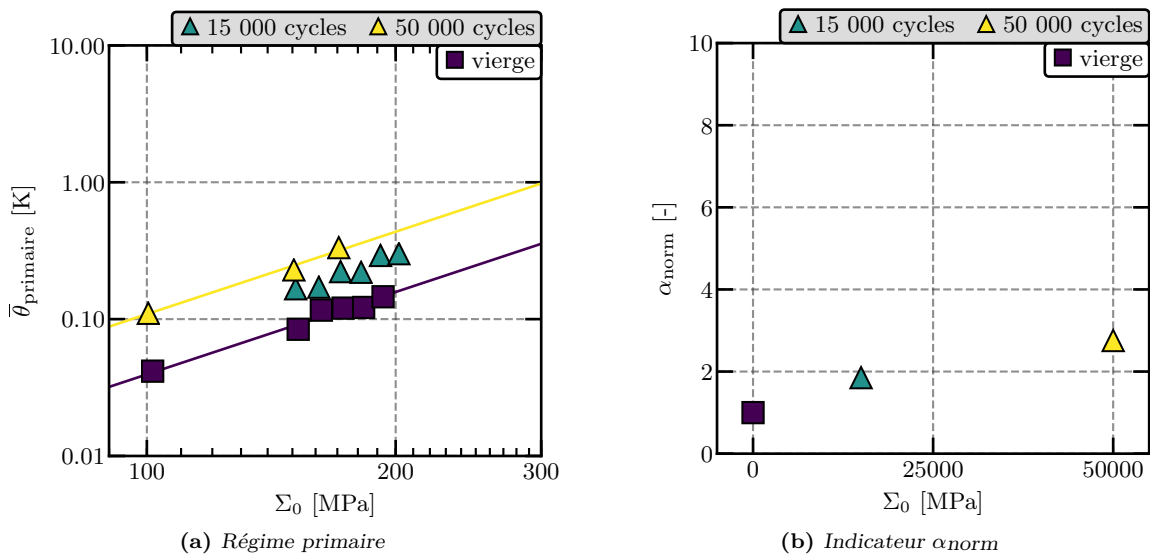


Figure 3.29 – Évolution du régime primaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargement avec $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa

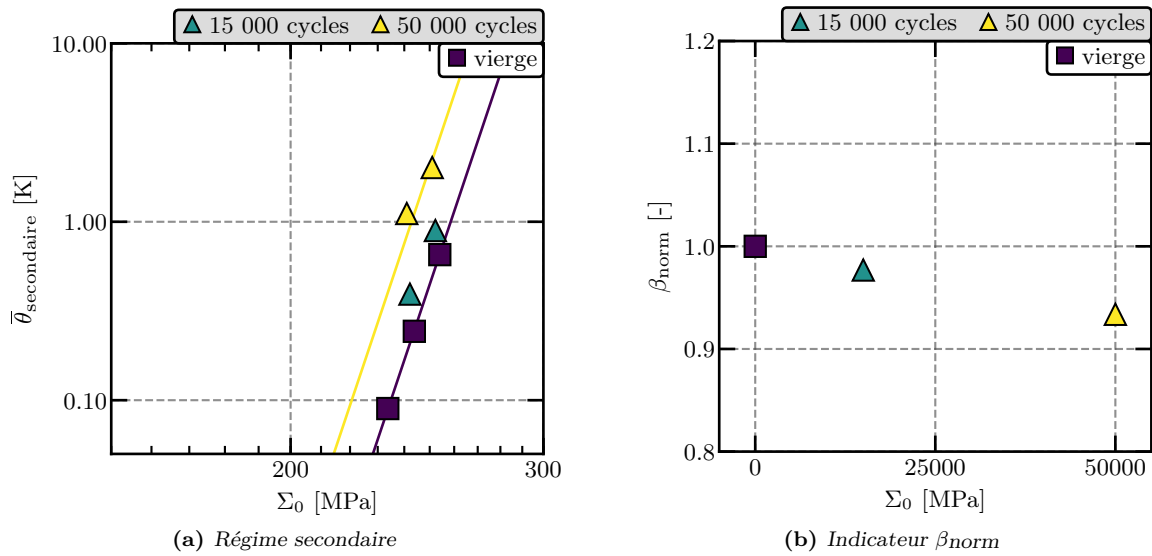


Figure 3.30 – Évolution du régime secondaire en fonction du nombre de cycles du pré-chargement avec $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa

3.3.3 Essais de fatigue à deux blocs

Pour étudier expérimentalement l'influence d'un pré-chargement cyclique sur les propriétés en fatigue du matériau, et plus particulièrement l'impact de l'amplitude du pré-chargement, trois courbes S-N ont été établies. Donc, trois cas de pré-chargement cyclique initial ont été considérés, puis quelques points en fatigue ont été réalisés. Les courbes S-N complètes n'ont pas été déterminées, seulement quelques essais ont été réalisés pour des niveaux permettant d'observer une évolution.

La première courbe S-N considère un pré-chargement cyclique initial d'amplitude $\Sigma_0^{pc} = 210$ MPa pour un nombre $N^{pc} = 500\,000$ cycles (Fig.3.31). L'effet d'un tel pré-chargement sur la courbe S-N est faible, mais bien présent. Pour les deux paliers considérés (230 et 240 MPa), le nombre de cycles à rupture est légèrement plus faible vis-à-vis de la courbe de référence.

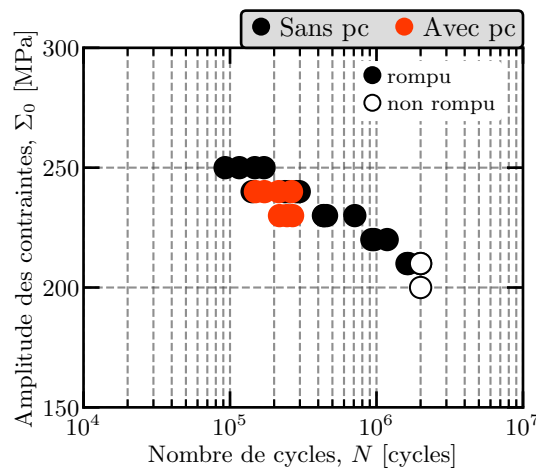


Figure 3.31 – Évolution de la courbe S-N après un pré-chargement initial de $N^{pc} = 500\,000$ cycles pour une amplitude $\Sigma_0^{pc} = 210$ MPa

Ensuite, deux pré-chargements cycliques ont été considérés pour des amplitudes plus importantes, respectivement $\Sigma_0^{pc} = 240$ et $\Sigma_0^{pc} = 250$ MPa, pour un nombre de $N^{pc} = 50\,000$ cycles (Fig.3.32(a) et (b)). Pour de tels pré-chargements, une nette évolution des propriétés en fatigue est constatée, avec une diminution de la limite d'endurance moyenne du matériau. Les résultats obtenus lors de l'étude de l'influence d'un pré-chargement cyclique initial sur les mesures d'Auto-Échauffement sont donc en accord avec ces résultats.

L'objectif est alors de pouvoir prédire des évolutions semblables sur les courbes S-N au moyen du nouveau modèle (voir Chapitre 4).

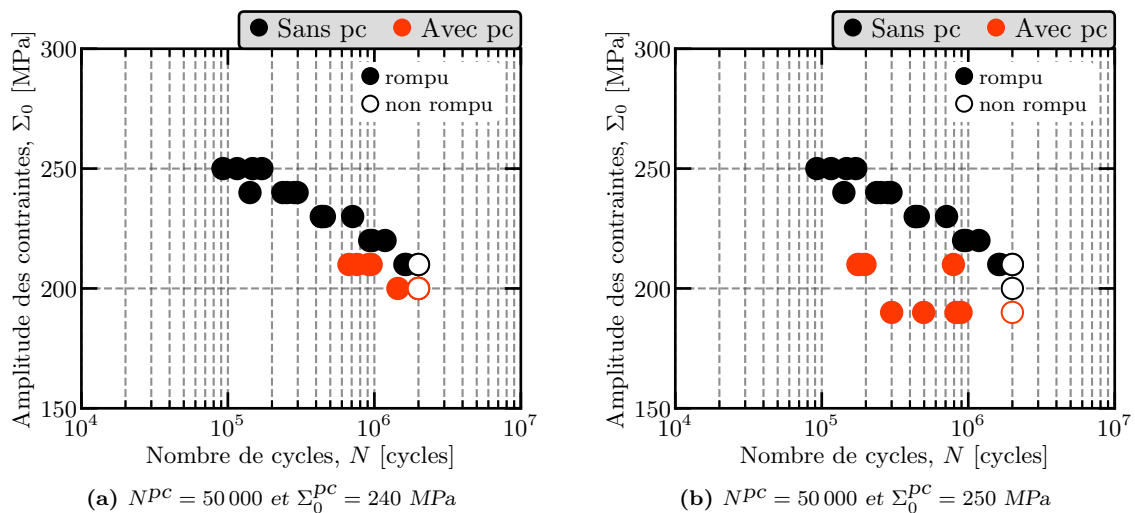


Figure 3.32 – Évolution de la courbe S-N après un pré-chargement initial de $N^{pc} = 50\,000$ cycles pour une amplitude de $\Sigma_0^{pc} = 240$ MPa (a) et de $\Sigma_0^{pc} = 250$ MPa (b)

3.3.4 Effet d'une pré-déformation plastique uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combiné

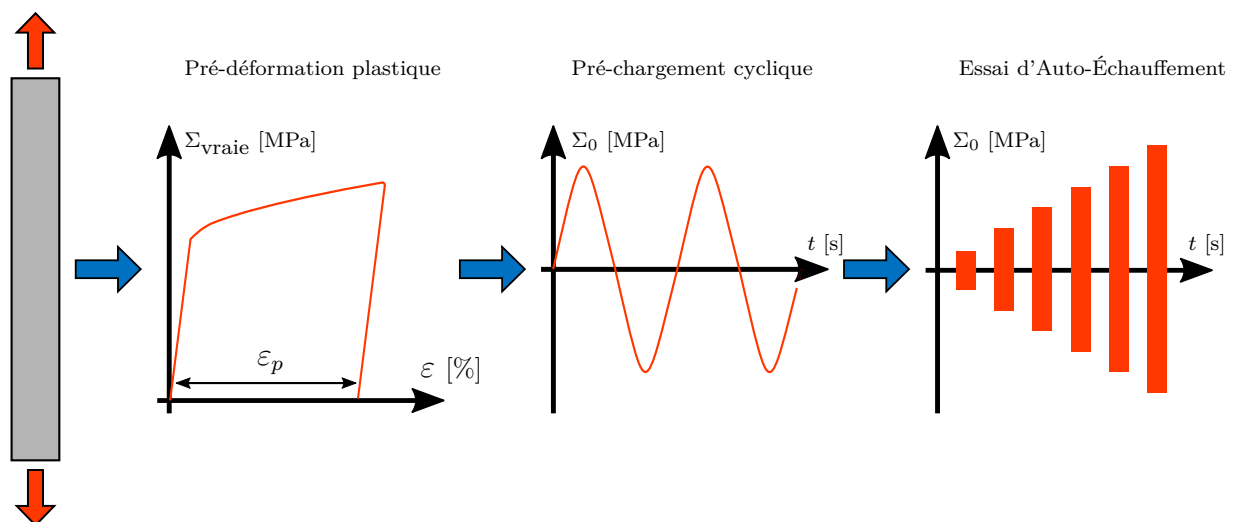


Figure 3.33 – Principe des essais réalisés pour étudier l'influence d'une pré-déformation plastique uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combinés sur les courbes d'Auto-Échauffement

3.3. Effet d'un pré-chargement cyclique

L'évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement représente directement l'évolution de l'estimation de la limite d'endurance moyenne du matériau. Or, la détermination de ce régime dépend de l'évolution du régime primaire. Dans tous les essais présentés lors de l'étude de l'effet d'un pré-chargement cyclique, le régime primaire a toujours évolué. Pour étudier l'évolution du régime secondaire indépendamment du régime primaire, les deux effets d'histoire sont combinés (Fig.3.33). Dans un premier temps, un essai de traction est réalisé afin d'atteindre une pré-déformation plastique initiale de 1%. Cette opération permet de quasi-saturer l'évolution du régime primaire (cette évolution est montrée Fig.3.5) pour qu'il n'influe plus sur le régime secondaire. Ensuite, un pré-chargement cyclique est appliqué avec trois amplitudes considérées : 190 MPa, 200 MPa et 210 MPa et seulement 50 000 cycles sont appliqués. Enfin, un essai d'Auto-Échauffement est réalisé (Fig.3.34).

Les courbes d'Auto-Échauffement sont superposées avec la courbe ayant subi seulement une pré-déformation plastique initiale de 1%, qui devient l'essai de référence (Fig.3.34). Pour observer l'évolution des deux régimes d'Auto-Échauffement, les indicateurs d'évolution α_{norm}

$$\alpha_{\text{norm}} = \frac{\alpha(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})}{\alpha(\varepsilon_p = 1\%)} \quad (3.8)$$

et β_{norm}

$$\beta_{\text{norm}} = \left[\frac{\beta(\varepsilon_p = 1\%)}{\beta(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})} \right]^{1/m} = \frac{\overline{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\Sigma_0^{\text{pc}}, N^{\text{pc}})}{\overline{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}(\varepsilon_p = 1\%)} \quad (3.9)$$

ne sont plus déterminés à partir du résultat du grade vierge, mais du résultat de l'essai avec une pré-déformation plastique initiale de 1%. Les deux régimes d'Auto-Échauffement n'évoluent quasiment pas (Fig.3.35).

Une fois le régime primaire saturé, les courbes d'Auto-Échauffement n'évoluent plus et ce, quelle que soit l'amplitude du pré-chargement cyclique considérée (inférieure à la limite d'endurance moyenne du matériau vierge) (Fig.3.34). Donc l'hypothèse que les déformations

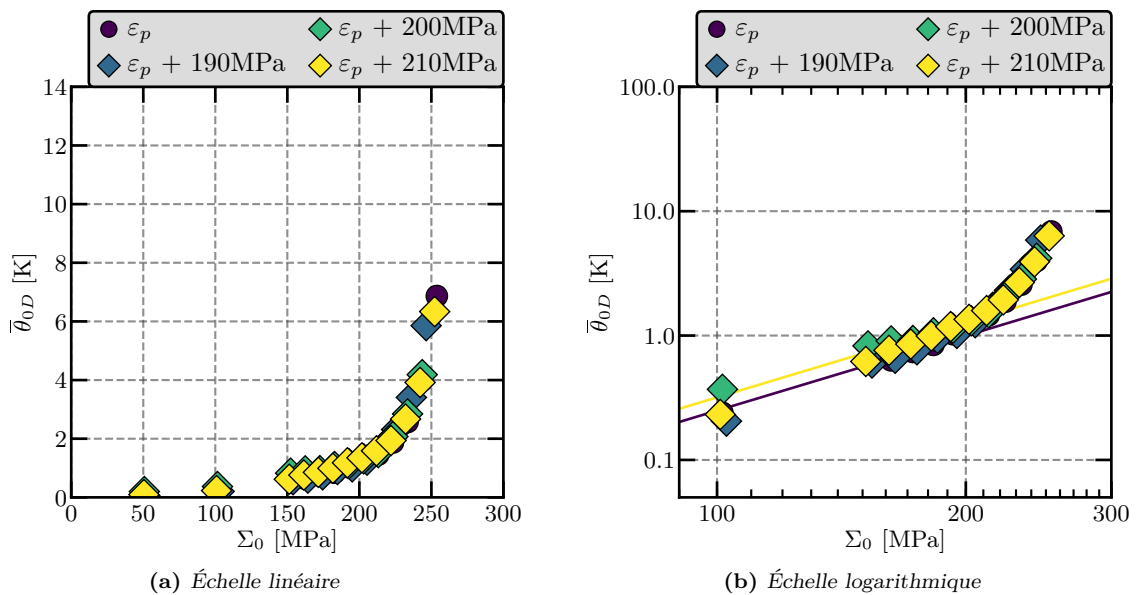


Figure 3.34 – Effet d'une pré-déformation plastique initiale uniaxiale et d'un pré-chargement cyclique combinés sur les courbes d'Auto-Échauffement ($\varepsilon_p = 1\%$, $N^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles)

plastiques gouvernent l'évolution de la limite d'endurance moyenne du matériau semble être vérifiée.

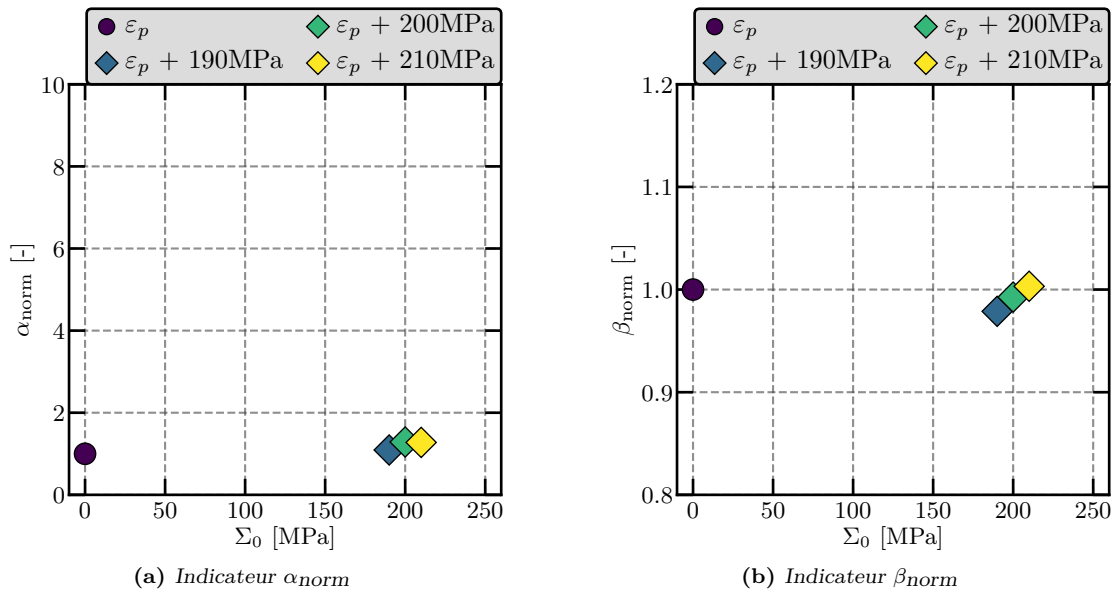


Figure 3.35 – Évolution des régimes d'Auto-Échauffement en fonction d'un pré-charge de 50 000 cycles après une pré-déformation plastique initiale de 1%

3.4 Effet d'une contrainte moyenne normale

L'influence d'une contrainte moyenne normale positive sur les propriétés en fatigue a déjà été étudiée [Bullock, 1991] [Morrissey et al., 1999] [Sander et al., 2014]. Cette influence sur les courbes d'Auto-Échauffement est étudiée dans cette partie. Pour cela, il suffit d'avoir un rapport de charge supérieur à -1. Ce rapport de charge est constant pour chaque palier lors d'un essai d'Auto-Échauffement. Plusieurs essais d'Auto-Échauffement ont été réalisés pour étudier plusieurs rapports de charge : -1, -0.6, -0.3, -0.1, 0.1, 0.3 (Fig.3.36). Comme

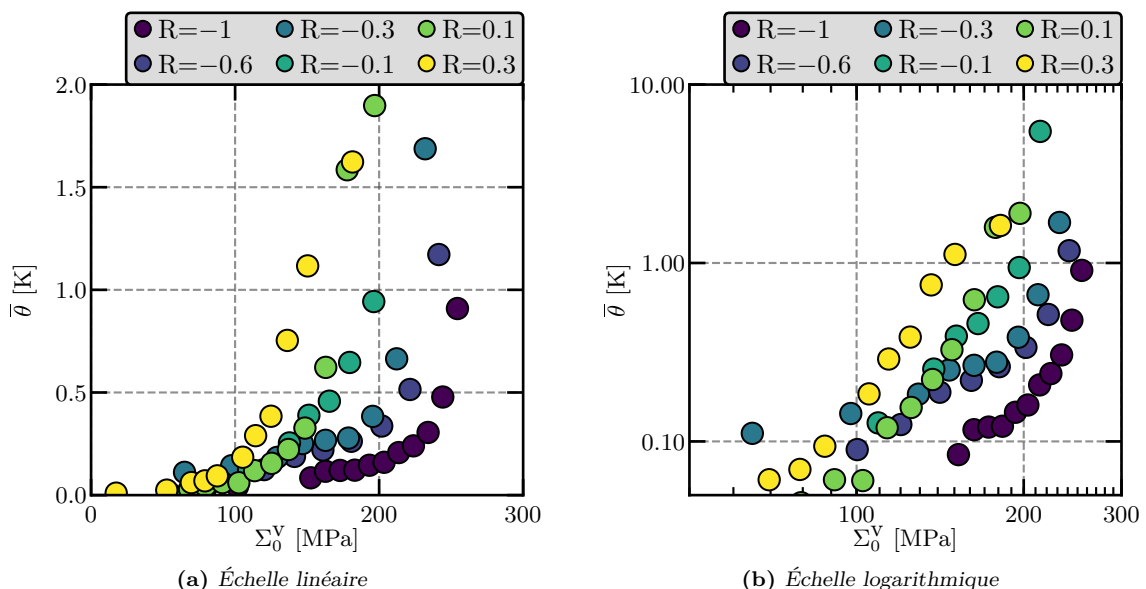


Figure 3.36 – Influence d'une contrainte moyenne sur les courbes d'Auto-Échauffement

la contrainte moyenne souhaitée est positive, la contrainte maximale atteinte pour chaque palier d'Auto-Échauffement est plus importante que l'amplitude du chargement. Donc, pour les paliers où le chargement est le plus important, la contrainte maximale peut dépasser la limite élastique macroscopique du matériau. La section de l'éprouvette n'est plus constante au cours de l'essai. Les résultats sont alors représentés en fonction de l'amplitude de la contrainte vraie (et non nominale) dans cette partie. La conversion de la contrainte nominale vers la contrainte vraie utilise la courbe de l'essai de traction monotone du matériau. Par contre, le modèle d'Auto-Échauffement est identifié à partir de la contrainte nominale.

Dans un premier temps, seul l'essai d'Auto-Échauffement avec un rapport de charge $R = 0.1$ est étudié et comparé au résultat de référence, c'est-à-dire avec un rapport de charge $R = -1$ (Fig.3.37). Les traits pointillés et les traits pleins représentent respectivement la modélisation du régime primaire et la modélisation complète de l'essai. Lors des premiers paliers, la contrainte maximale reste inférieure à la limite élastique macroscopique du matériau, donc le régime primaire est considéré comme identique à celui de l'essai de référence ($R = -1$). Dans la modélisation, la variable m est un paramètre matériau, indépendant de son état (pré-déformé plastiquement ou non). Il est alors considéré identique, quel que soit le rapport de charge utilisé.

Le résultat expérimental, pour $R = 0.1$, ne suit pas une évolution classique d'une courbe d'Auto-Échauffement, contrairement à la courbe de référence ($R = -1$). Ceci implique que la modélisation classique ne permet pas de représenter ce résultat. Le modèle prévoit une évolution de la température stabilisée en loi puissance en fonction de l'amplitude des contraintes. Or, la courbe expérimentale évolue brusquement et non en loi puissance. Dans un premier temps, l'amplitude du régime secondaire β est identifiée seulement à partir du dernier palier d'Auto-Échauffement sur le régime secondaire pour pouvoir utiliser la modélisation classique. La valeur identifiée est très importante en comparaison avec l'ordre de grandeur classique (Tab.3.5). La limite d'endurance ainsi identifiée est fortement diminuée (de 210MPa à 166MPa) et ces valeurs sont confirmées par des campagnes d'essais de fatigue classiques (Fig.3.38). Néanmoins, le modèle ne rend pas compte complètement des résultats expérimentaux.

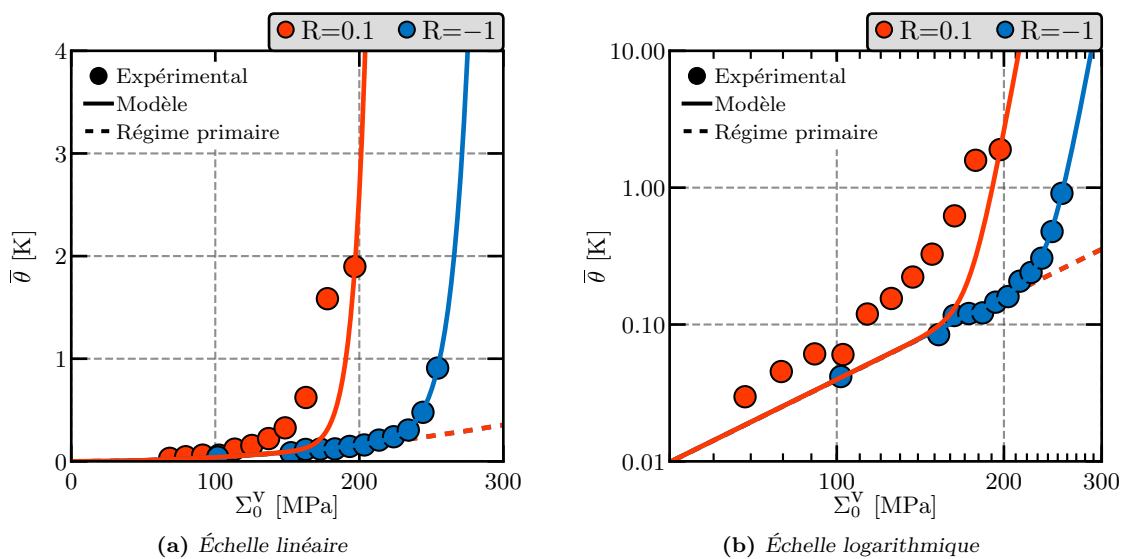


Figure 3.37 – Influence d'une contrainte moyenne normale (rapport de charge $R = 0.1$) sur les courbes d'Auto-Échauffement. Essai de référence à rapport de charge $R = -1$

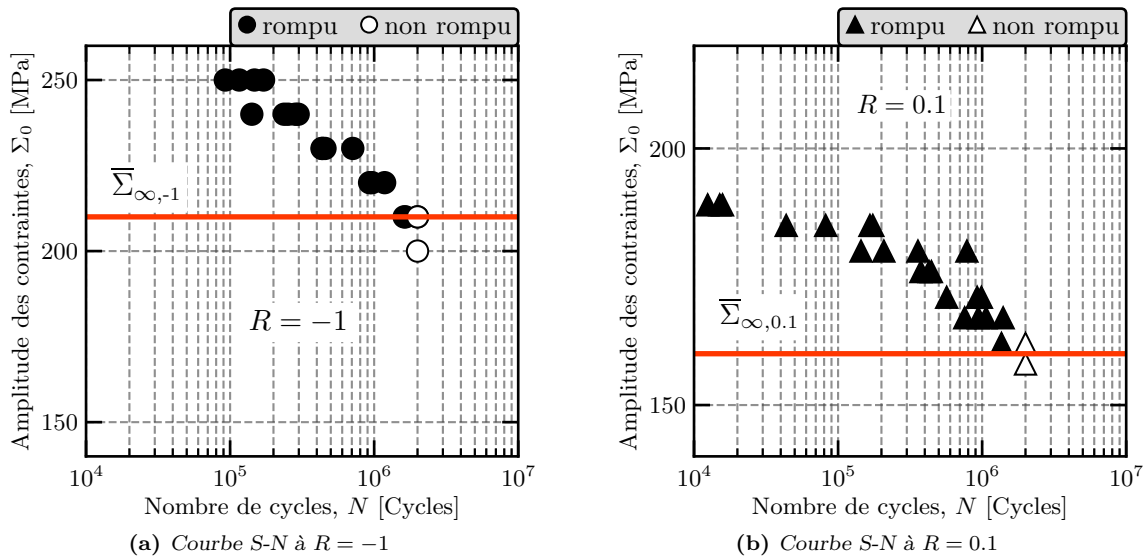


Figure 3.38 – Courbes S-N du matériau vierge pour les rapports de charge $R = -1$ et $R = 0.1$

Essai	α [-]	β [-]	$\bar{\Sigma}_{\infty}^{\text{AE}}$ [MPa]	$\bar{\Sigma}_{\infty}$ [MPa]
$R = -1$	0.2466	0.4459	210	210
$R = 0.1$	0.2466	333	166	155

Table 3.5 – Paramètres du modèle pour les essais d'Auto-Échauffement à rapport de charge $R = -1$ et $R = 0.1$. L'amplitude du régime secondaire β est identifiée sur le dernier palier d'Auto-Échauffement pour l'essai à $R = 0.1$

Ensuite, les résultats expérimentaux des autres essais d'Auto-Échauffement pour différents rapports de charge sont présentés (Fig.3.39). Plus la contrainte moyenne est grande, *i.e.* plus le rapport de charge est grand, plus le modèle donne une mauvaise estimation du régime secondaire. Et inversement, pour un rapport de charge $R = -0.6$, ce qui conduit à une contrainte moyenne faible, la réponse du modèle est proche de la courbe expérimentale (Fig.3.39(d)).

Dans le but de représenter au mieux les résultats expérimentaux, le modèle doit être modifié pour prendre en compte l'évolution de l'état du matériau. En effet, plus la contrainte moyenne considérée sera importante, plus la valeur de la contrainte maximale sera grande et peut éventuellement dépasser la limite d'élasticité macroscopique. Ceci peut être représenté sur la courbe de traction monotone du matériau (Fig.3.40). Pour le cas où la contrainte moyenne est nulle (*i.e.*, $R = -1$), la contrainte maximale et l'amplitude du chargement sont égales. Lors du dernier palier de l'essai d'Auto-Échauffement, la contrainte maximale est de 250 MPa et donc ne dépasse pas la limite d'élasticité macroscopique qui est d'environ 320 MPa. Le chargement se situe dans le domaine élastique du matériau (Fig.3.40(a)). Or, pour un rapport de charge $R = 0.1$, la contrainte maximale lors du dernier palier de chargement est de 438 MPa. Cette fois-ci, cette valeur est supérieure à la limite élastique macroscopique du matériau. Le niveau de déformation plastique induit est d'environ 7.5%, ce qui n'est pas négligeable. Donc le matériau s'écroute au premier quart de cycle jusqu'à atteindre la contrainte maximale considérée. Ensuite, le chargement reste dans le nouveau domaine

élastique (Fig.3.40(b)). Dans le modèle, les paramètres α et β sont considérés constants. Or, il a été montré qu'ils évoluent en fonction du niveau de déformation plastique induit dans le matériau (§3.1). Il faut donc prendre en compte cette évolution dans la modélisation. Ceci est présenté dans le chapitre 4.

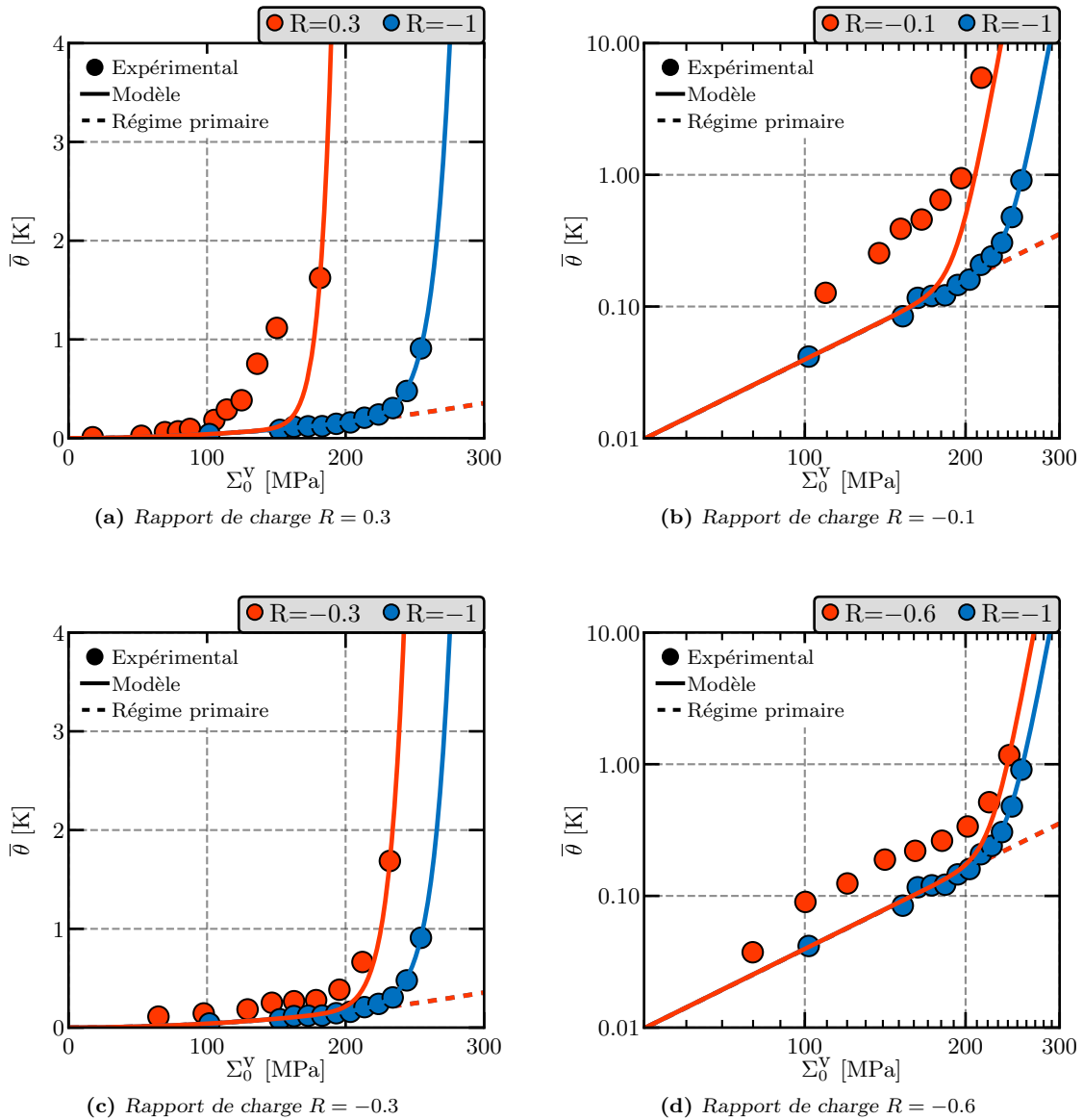


Figure 3.39 – Influence d'une contrainte moyenne normale positive sur les courbes d'Auto-Échauffement (échelle logarithmique)

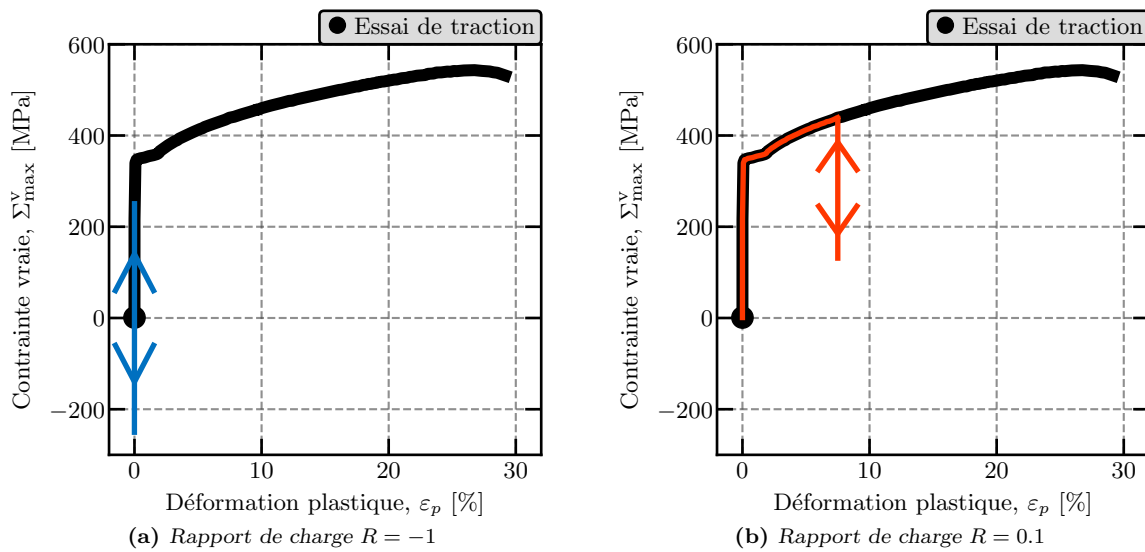


Figure 3.40 – Représentation du domaine élastique du matériau lors le dernier palier d'Auto-Échauffement pour les rapports de charge $R = -1$ et $R = 0.3$

3.5 Conclusions

L'objectif de ce chapitre était d'étudier l'influence d'un effet d'histoire sur les propriétés en fatigue du matériau d'étude à partir de mesures d'Auto-Échauffement. Les résultats de ces essais ont permis de montrer l'intérêt d'une telle approche pour étudier les effets d'histoire, autant d'un point de vue qualitatif que quantitatif.

Dans un premier temps, l'effet d'une pré-déformation plastique uniaxiale sur les courbes d'Auto-Échauffement a été étudié. Une nette évolution de ces courbes a été constatée en fonction du niveau de déformation plastique introduit dans le matériau. La limite d'endurance moyenne du matériau, identifiée par la méthode d'Auto-Échauffement, diminue pour de faible de niveaux, jusqu'à environ 1%, puis augmente vis-à-vis de celle identifiée pour le matériau dans son état vierge. Ensuite, l'impact d'une pré-déformation plastique initiale equibiaxiale sur les propriétés en fatigue sous sollicitation de cisaillement a été étudié. Cet effet augmente la limite d'endurance moyenne en cisaillement, identifiée par les mesures d'Auto-Échauffement.

Dans un second temps, l'effet d'un pré-chargement cyclique initial a été étudié. L'influence de l'amplitude du pré-chargement cyclique ainsi que du nombre de cycles a été analysé. Ce dernier a un impact plus faible sur les courbes d'Auto-Échauffement par rapport à celui de l'amplitude, mais est en accord avec les résultats de fatigue classique. Cependant, si une pré-déformation plastique initiale uniaxiale a été appliquée avant un pré-chargement cyclique, alors ce dernier n'a plus aucun impact sur les courbes d'Auto-Échauffement. Ces résultats permettent de supposer que seule la plasticité, ou la micro-plasticité, pilote les effets d'histoire sur les propriétés en fatigue.

Enfin, l'effet d'une contrainte moyenne positive, appliquée sur tous les paliers d'un essai d'Auto-Échauffement, sur l'évolution des courbes d'Auto-Échauffement a été étudié. Cette fois-ci, ces courbes n'ont pas une forme dite classique. En l'état, le modèle associé aux

mesures d'Auto-Échauffement ne permet pas de rendre compte d'un tel effet, dû au fait que la contrainte maximale d'un palier peut dépasser la limite d'élasticité macroscopique. Dans cette configuration, cela a pour conséquence de modifier l'état du matériau.

Tous les résultats obtenus dans cette étude seront utilisés dans le chapitre suivant comme éléments d'information, d'identification et de validation afin de développer une nouvelle modélisation permettant de rendre compte de ces effets d'histoire sur les mesures d'Auto-Échauffement dans un premier temps. Puis cette nouvelle brique apportée à la modélisation à deux échelles probabiliste sera validée en confrontant les estimations obtenues en terme de durée de vie (après notamment un pré-chargement cyclique) aux résultats de fatigue classique.

Prise en compte des effets d'histoire dans la modélisation

Sommaire

4.1	Première piste : changer la loi de comportement des sites . . .	116
4.1.1	Écriture de la loi complète	116
4.1.2	Étude paramétrique	121
4.1.3	Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle	122
4.2	Seconde piste : changer le processus d'activation des sites . . .	128
4.2.1	Écriture de la loi d'évolution des sites	128
4.2.2	Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle	132
4.3	Identification sur le matériau d'étude	133
4.3.1	Stratégie d'identification	133
4.3.2	Validation du modèle sur les essais d'Auto-Échauffement	135
4.4	Validation du modèle sur les courbes S-N	139
4.5	Modélisation de l'effet d'une contrainte moyenne sur les essais d'Auto-Échauffement	145
4.6	Conclusions	149

Dans le chapitre précédent, trois effets d'histoire ont été étudiés : l'effet d'une pré-déformation plastique initiale, celui d'un pré-chargement cyclique initial et l'effet d'une contrainte moyenne positive. Pour chacun des cas, l'influence de ces effets sur les courbes d'Auto-Échauffement a été étudiée. Il s'agit désormais, dans ce chapitre, de rendre compte de ces effets en adaptant le modèle probabiliste à deux échelles présenté dans le chapitre 1. Puis, dans un second temps, de valider les prévisions obtenues pour les courbes S-N-P avec cette nouvelle modélisation pour différentes configurations et par comparaison avec des essais de fatigue à deux blocs, présentés dans le chapitre précédent.

Les propriétés en fatigue sont liées au régime secondaire des mesures d'Auto-Échauffement, c'est-à-dire à la dissipation des sites de microplasticité et non à la dissipation de la matrice. C'est pourquoi, pour des questions de simplification, le choix est fait de ne considérer que le régime secondaire dans ce chapitre, sauf indication contrainte (*e.g.*, étude de l'influence d'une contrainte moyenne). Le comportement de la matrice est alors considéré élastique (pas de dissipation). Le modèle ne rendra alors compte que du régime secondaire. Par conséquent seule la part associée au régime secondaire dans les résultats d'essais sera considérée (sauf pour l'étude de l'influence d'une contrainte moyenne).

Le cadre du modèle probabiliste à deux échelles présenté dans le chapitre 1 repose sur la modélisation de l'activité microplastique au sein du matériau. Les propriétés en fatigue sont alors reliées à cette activité. Pour cela, un VER a été considéré, constitué d'une population de sites potentiellement activables, aux comportements élasto-plastiques, noyée dans une matrice élastique (car seul le régime secondaire est étudié) (Fig.1.22). L'écroûissage considéré est de type cinématique linéaire pour les sites actifs. Un processus ponctuel de Poisson (P.P.P.) est utilisé pour représenter l'évolution de l'activation des sites dans le VER. Dans l'état actuel, à cause des choix et des hypothèses considérés, le modèle ne permet pas de rendre compte des effets d'histoire (ceci est montré dans ce chapitre). En effet, aucune variable ne permet de représenter l'historique de l'activité microplastique du matériau. D'après les observations des BGP's en surface du matériau, l'activité microplastique semble être impactée par les effets d'histoire. Il a été montré [Munier, 2012] que modifier le scénario de l'activation de ce mécanisme de microplasticité dans le modèle, c'est-à-dire modifier l'intensité du P.P.P., permettait de rendre compte de l'effet d'une pré-déformation plastique initiale sur les propriétés en fatigue, estimée par les mesures d'Auto-Échauffement. Dans ce chapitre, il est proposé d'apporter des éléments d'amélioration du modèle dans le but de rendre compte de tous les effets d'histoire étudiés.

Pour que le modèle rende compte des effets d'histoire de chargement et qu'il puisse estimer les courbes d'Auto-Échauffement, deux pistes sont envisagées :

- la première piste consiste à modifier le comportement des sites actifs, en gardant la même loi d'évolution pour l'activation des sites. Cela revient à considérer le même scénario d'activation du mécanisme microplastique que pour le modèle initial et à modifier la dissipation de chacun site dû à un effet d'histoire ;
- la seconde piste consiste à changer le scénario d'activation du mécanisme microplastique en gardant le même comportement des sites actifs. Cette fois-ci, la dissipation de chacun des sites est donnée par le modèle initial et le nombre de sites actifs pour une amplitude de chargement Σ_0 donnée dépend des effets d'histoire.

Dans un premier temps, la première piste est étudiée. Cependant, cette nouvelle modélisation ne semble pas être adaptée pour représenter les observations expérimentales¹. La

1. Si cela peut sembler surprenant, il sera mis en évidence que c'est l'utilisation du scénario d'activation qui met en échec une telle piste !

seconde pistes est alors étudiée et donne un résultat plus conforme aux attentes². Ensuite, une identification des paramètres liés à la nouvelle modélisation a été réalisée sur le matériau d'étude, un acier HSLA320. Puis, une étape de validation sur l'estimation des courbes S-N-P est réalisée. Enfin, la représentation des courbes d'Auto-Échauffement considérant une contrainte moyenne positive par ce nouveau modèle peut être réalisée.

4.1 Première piste : changer la loi de comportement des sites

La première piste considérée permettant d'améliorer le modèle afin qu'il puisse rendre compte des effets d'histoire est de modifier la loi de comportement des sites actifs. Certains cas particuliers ont déjà été étudiés, comme lors de la thèse de [Ezanno, 2011]. La forme de l'évolution de la dissipation cyclique lors d'un palier de chargement ne suivait pas une loi exponentielle saturante. La dissipation atteignait d'abord un pic, puis diminuait jusqu'à atteindre une saturation, plus faible que le pic. Ce constat supposait que le matériau se durcissait cycliquement. Certains sites s'activaient au début du chargement, puis devenaient inactifs après quelques cycles. Alors, dans la loi de comportement des sites adoptée, un écrouissage isotrope a été ajouté, avec un paramètre pour la taille de domaine élastique Q positif, pour rendre compte de ces observations.

Pour que la modélisation s'inscrive dans un cadre général, il est nécessaire d'écrire la loi de comportement complète pour un site et de réaliser une étude paramétrique totale. Ensuite, la réponse du modèle aux effets d'histoire est analysée. Il est rappelé que les variables σ_{site} et ϵ_{site}^p représentent respectivement les tenseurs des contraintes et des déformations dans un site et que la variable \dot{p} représente le cumul des déformations plastiques dans le VER, définit par

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p : \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p} . \quad (4.1)$$

Il sera montré que cette première piste ne permet pas rendre compte de tous les effets d'histoire. Quelle que soit la loi d'écrouissage considérée, cela ne résoudra pas le problème dû au caractère probabiliste du modèle. Donc, seul le résultat pour une seule loi est montré. Néanmoins, cette piste est intéressante pour illustrer que le modèle initial n'est pas adapté pour prendre en compte les effets d'histoire.

4.1.1 Écriture de la loi complète

Pour considérer un cadre général, la nouvelle surface seuil f du domaine d'élasticité de chacun des sites est constituée d'un écrouissage isotrope, noté R_{site} , et d'un certain nombre n_{ec} ³ d'écrouissages cinématiques de type [Armstrong and Frederick, 1966], notés $\mathbb{X}_{i,\text{site}}$, tels que

$$f(\sigma_{\text{site}}, \mathbb{X}_{\text{site}}, R_{\text{site}}) = J_2(\sigma_{\text{site}} - \mathbb{X}_{\text{site}}) - R_{\text{site}}(p) - \sigma_{\text{site}}^y \leq 0 \quad (4.2)$$

avec

$$\dot{R}_{\text{site}} = b(Q - R_{\text{site}})\dot{p} \quad (4.3)$$

2. Il sera montré que cette piste est plus en accord avec les observations d'évolution de l'apparition de microplasticité

3. ec = écrouissage cinématique

et

$$\mathbb{X}_{\text{site}} = \sum_{i=1}^{nec} \mathbb{X}_{i,\text{site}} \quad \text{avec} : \quad \dot{\mathbb{X}}_{i,\text{site}} = \frac{2}{3} C_i \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p - \gamma_i \dot{p} \mathbb{X}_{i,\text{site}} \quad (4.4)$$

les évolutions des écrouissages cinématiques, représentés par les variables C_i et γ_i avec $i \in \{1, \dots, nec\}$, et de l'écrouissage isotrope, représenté par les variables b et Q . De ce fait, l'équation de l'évolution de la loi de comportement générale ne peut pas être résolue analytiquement, à cause des écrouissages non-linéaires. Un schéma numérique est donc nécessaire.

L'expression du second invariant du tenseur déviatorique des contraintes est rappelée, avec \mathbb{s}_{site} la partie déviatorique de σ_{site} donnée par

$$J_2(\sigma_{\text{site}} - \mathbb{X}_{\text{site}}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbb{s}_{\text{site}} - \mathbb{X}_{\text{site}}) : (\mathbb{s}_{\text{site}} - \mathbb{X}_{\text{site}})} \quad (4.5)$$

avec $\mathbb{s}_{\text{site}} = \sigma_{\text{site}} - (1/3)\text{Trace}(\sigma_{\text{site}})$.

En utilisant la règle de normalité $\dot{\epsilon}_{\text{site}}^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{site}}}$ et le fait que $\dot{\lambda} = \dot{p}$, la dissipation intrinsèque peut alors être calculée par

$$D_{\text{site}} = \sigma_{\text{site}}^y \dot{p} + \frac{3}{2} \dot{p} \sum_{i=1}^{nec} \frac{\gamma_i}{C_i} \mathbb{X}_{i,\text{site}} : \mathbb{X}_{i,\text{site}} . \quad (4.6)$$

Un outil Python+Fortran⁴ a été mis en place afin de déterminer la dissipation cyclique associée à cette nouvelle loi de comportement. Le schéma numérique d'intégration est présenté dans l'algorithme 1. Il consiste à approcher l'évolution de la dissipation d'un site actif, $\overline{\Delta}_{\text{site}}^{\text{num}}$ ⁵, entre deux instants t et $t + \Delta t$ par la méthode des trapèzes

$$\begin{aligned} \overline{\Delta}_{\text{site}}^{\text{num}} &= \int_t^{t+\Delta t} D_{\text{site}} d\tau = \int_t^{t+\Delta t} \left(\sigma_{\text{site}}^y \dot{p} + \frac{3}{2} \dot{p} \sum_{i=1}^{nec} \frac{\gamma_i}{C_i} \mathbb{X}_{i,\text{site}} : \mathbb{X}_{i,\text{site}} \right) d\tau \\ &\approx \sigma_{\text{site}}^y \Delta p + \frac{2}{3} \Delta p \sum_{i=1}^{nec} \frac{\gamma_i}{C_i} \mathbb{X}_{i,\text{site}}^{t+\Delta t/2} : \mathbb{X}_{i,\text{site}}^{t+\Delta t/2} \end{aligned} \quad (4.7)$$

avec $\Delta p = p(t + \Delta t) - p(t)$ et $\mathbb{X}_{i,\text{site}}^{t+\Delta t/2} = \frac{\mathbb{X}_i(t) + \mathbb{X}_i(t + \Delta t)}{2}$.

Afin de déterminer la validité du schéma numérique d'intégration, le cas particulier du modèle initial est considéré. Dans ce cas, le comportement des sites est régi par un seul écrouissage cinématique linéaire, de paramètre C_1 . La solution analytique existe et est donnée par

$$\bar{\theta}_{\text{analytique}} = \frac{\tau_{\text{eq}} f_r}{\rho c} \frac{4m \Sigma_0^{m+2}}{(C_1 + 3\mu(1 - \beta))(m + 1)(m + 2) S_0^m} \quad (4.8)$$

(voir Chapitre 1). La réponse du schéma numérique d'intégration est alors déterminée pour ce cas. La comparaison avec la solution analytique permet de le valider (Fig.4.1). Les valeurs des paramètres utilisées pour ce calcul sont arbitraires et représentatives des celles utilisées lors des essais d'Auto-Échauffement (Tab.4.1).

4. programmer l'algorithme en langage Fortran permet de réduire le temps de calcul, qui peut être grand. Le script Python permet de renseigner les informations nécessaires pour le calcul numérique.

5. num = numérique

4.1. Première piste : changer la loi de comportement des sites

τ_{eq} [s]	f_r [Hz]	N_{cycles} [cycles]	E_{young} [GPa]	ν [-]	ρ [T.mm ⁻³]	c [m.J.T. ⁻¹ .K]	m [-]	S_0 [MPa]	C_1 [MPa]	γ_1 [-]	Q [MPa]	b [-]
30	20	6000	210	0.3	7.5×10^{-9}	500×10^6	22	280	1000	0	0	0

Table 4.1 – Valeurs des paramètres utilisées pour comparer la réponse du schéma numérique d'intégration à la solution analytique pour le cas particulier du modèle initial où un seul écrouissage, de type cinématique linéaire, est considéré

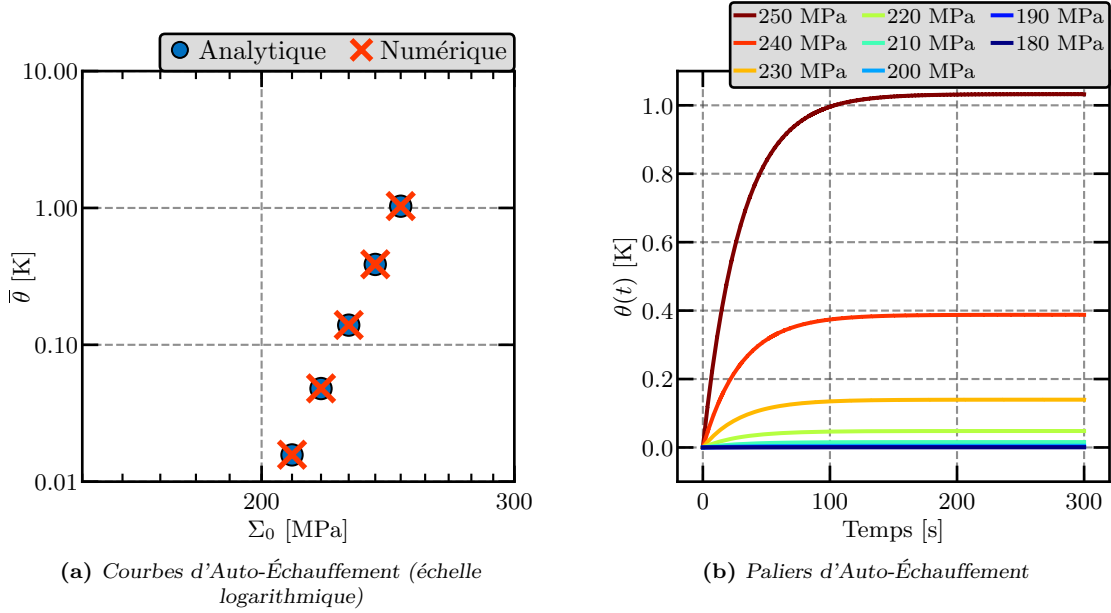


Figure 4.1 – Résultat du schéma numérique d'intégration dans le cas particulier du modèle initial où un seul écrouissage, de type cinématique linéaire, est considéré : comparaison avec la solution analytique et évolution de la température pour chaque palier

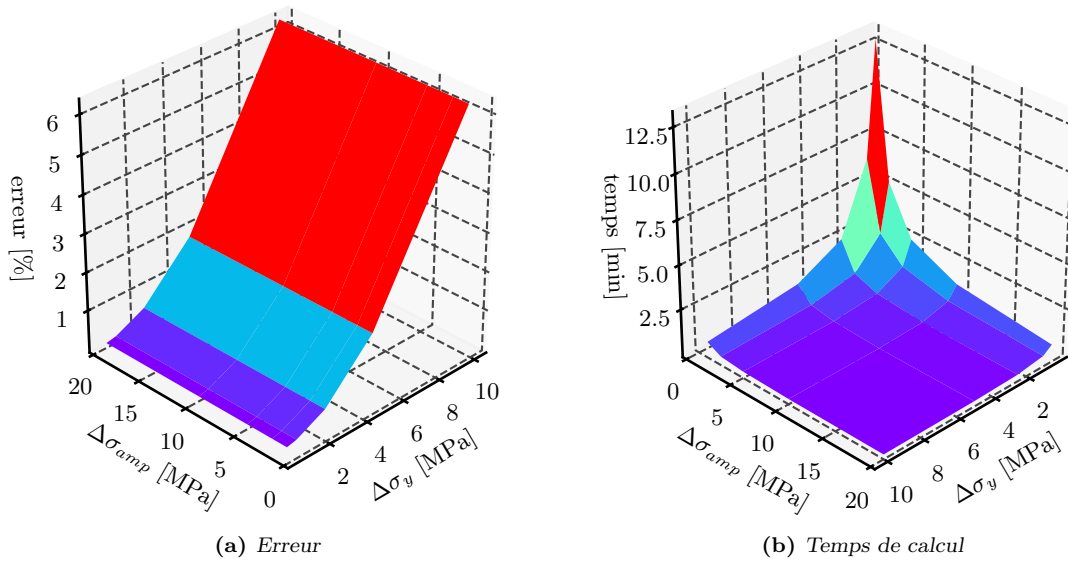


Figure 4.2 – Cartographies d'erreur, par rapport à la solution analytique, et de temps de calcul pour différentes valeurs des paramètres $\Delta\sigma_y$ et $\Delta\sigma_{amp}$

Le temps de calcul nécessaire au schéma numérique d'intégration est directement dépendant des paramètres $\Delta\sigma_y$ et $\Delta\sigma_{\text{amp}}$. Ils représentent respectivement la discrétisation de l'évolution de la limite d'élasticité microscopique des sites et de l'amplitude du chargement. Afin de déterminer au mieux les valeurs de ces deux paramètres, c'est-à-dire avoir un temps de calcul faible tout en minimisant l'erreur par rapport à la solution analytique, un ensemble de calculs a été exécuté. Les résultats montrent que pour avoir une erreur faible, la valeur du pas pour $\Delta\sigma_y$ doit être faible (Fig.4.2). De plus, le temps de calcul augmente considérablement si les deux paramètres sont faibles. Les valeurs de ces paramètres retenues pour la suite sont 2.5 MPa pour $\Delta\sigma_y$ et 5 MPa pour $\Delta\sigma_{\text{amp}}$.

Le modèle [Doudard, 2004], c'est-à-dire seulement un écrouissage cinématique linéaire ($\gamma_2 = b = 0$ et $C_2 = Q = 0$ MPa) considéré, ne rend pas compte des effets d'histoire. Ceci est montré par une comparaison entre deux calculs numériques. Le premier est réalisé sans aucun pré-chargement (croix rouge Fig.4.1(a)). Le second considère un pré-chargement cyclique composé de $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles⁶ à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa. Les deux résultats numériques donnent la même dissipation (Fig.4.3). Afin de rendre la lecture graphique plus aisée, chaque palier d'Auto-Échauffement n'est pas recalé à 0 sur l'axe des abscisses, mais ils sont positionnés bout à bout. Dans la suite, tous les calculs numériques sont réalisés en considérant la nouvelle loi de comportement (Eq.4.3 et Eq.4.9).

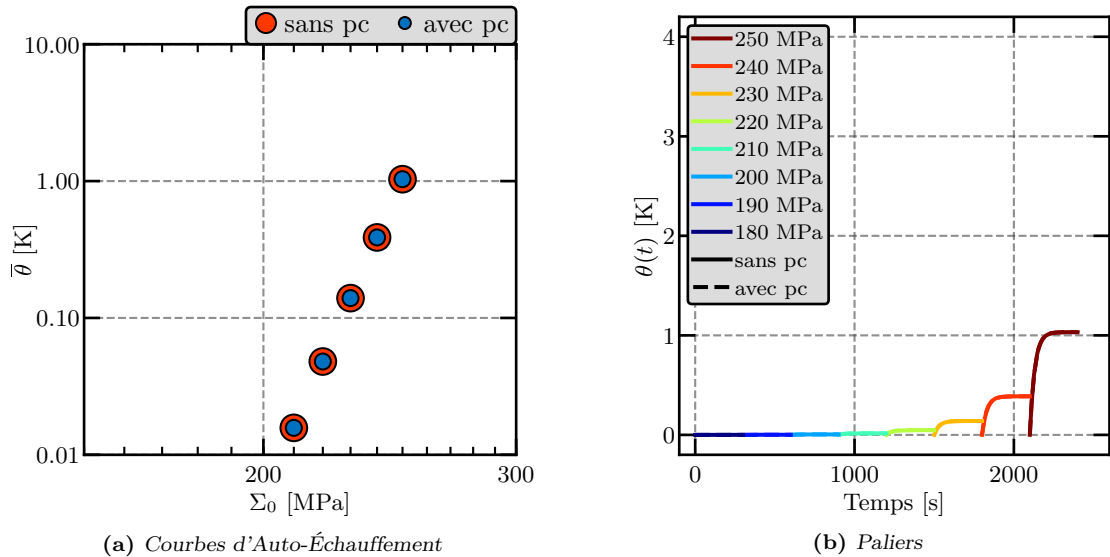


Figure 4.3 – Simulations numériques avec et sans un pré-chargement cyclique ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa) pour le modèle initial ($C_1 = 1000$ MPa et $\gamma_1 = b = 0$ et $C_2 = Q = 0$ MPa)

Pour rendre compte d'un effet d'histoire, un écrouissage isotrope adoucissant ($Q < 0$) est ajouté. Ce choix découle des observations expérimentales. Il a été montré que la température stabilisée pour chacun des paliers d'Auto-Échauffement était légèrement supérieure après un pré-chargement cyclique. Cela implique que pour une même amplitude de chargement, la dissipation est plus importante. Un tel écrouissage permet de diminuer la taille du domaine d'élasticité des sites, et donc d'augmenter leurs dissipations. Pour que la description du comportement en traction monotone ne soit pas impactée par ce choix, un second écrouissage

6. pc = pré-chargement cyclique

cinématique, de type non linéaire, est également ajouté. La contribution des écrouissages cinématiques est donnée par

$$\begin{aligned}\dot{\mathbb{X}}_{\text{site}} &= \frac{2}{3} (C_1 + C_2) \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p - \gamma_2 \dot{p} \mathbb{X}_{\text{site}} \\ &= \frac{2}{3} (C_1 - Q.b) \dot{\epsilon}_{\text{site}}^p - b \dot{p} \mathbb{X}_{\text{site}}\end{aligned}\tag{4.9}$$

en respectant les conditions $C_2 = -Q.b$ et $\gamma_2 = b$.

Une comparaison similaire a été réalisée en considérant la nouvelle loi de comportement, avec des valeurs arbitraires pour les paramètres (Tab.4.2). Le pré-chargement cyclique est identique au précédent ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa). Cette fois-ci, une différence est constatée entre les deux réponses du modèle (avec et sans pré-chargement cyclique) (Fig.4.4). Après cet effet d'historie, la forme des paliers d'Auto-Échauffement, c'est-à-dire l'évolution cyclique de la température, est toujours de forme exponentielle saturante (Fig.4.4(b)), ce qui n'est pas le cas pour les derniers palier dans la configuration sans effet d'historie. La nouvelle modélisation rend bien compte d'un effet d'historie. Cependant, la forme de la courbe d'Auto-Échauffement après un pré-chargement cyclique ne semble pas suivre une évolution classique, notamment pour les plus forts paliers.

C_1 [MPa]	γ_1 [-]	C_2 [MPa]	γ_2 [-]	Q [MPa]	b [-]	S_0 [MPa]	$N_{\text{cycles}}^{\text{pc}}$ [cycles]	Σ_0^{pc} [MPa]
1000	0	$-Q.b$	b	-30	0.1	280	50 000	250

Table 4.2 – Valeurs des paramètres utilisées pour analyser la réponse du schéma numérique d'intégration à un effet d'historie ($N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa)

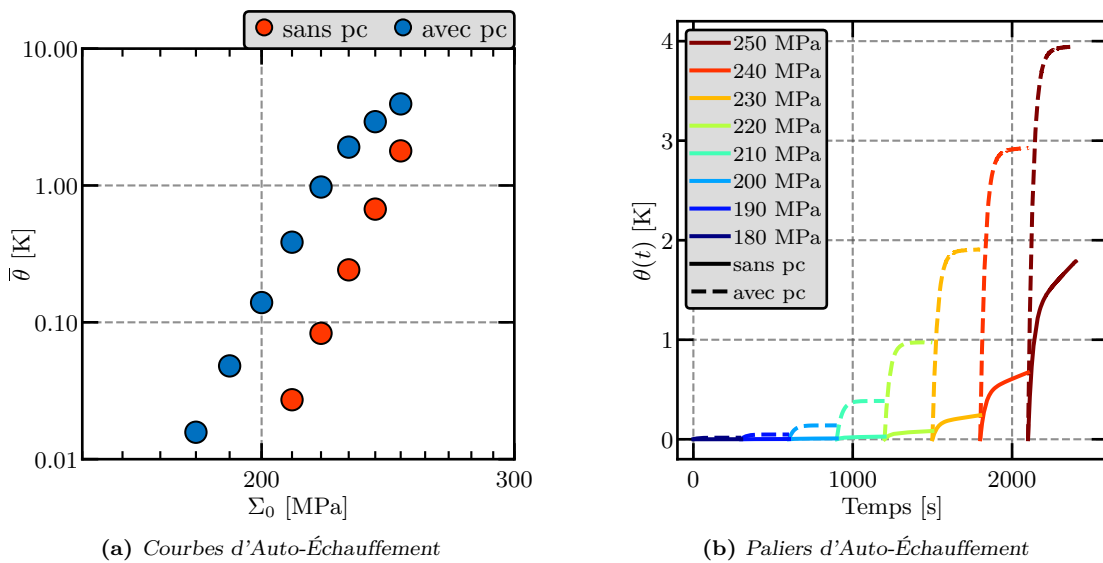


Figure 4.4 – Réponse du modèle numérique à l'effet d'un pré-chargement cyclique avec $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa

4.1.2 Étude paramétrique

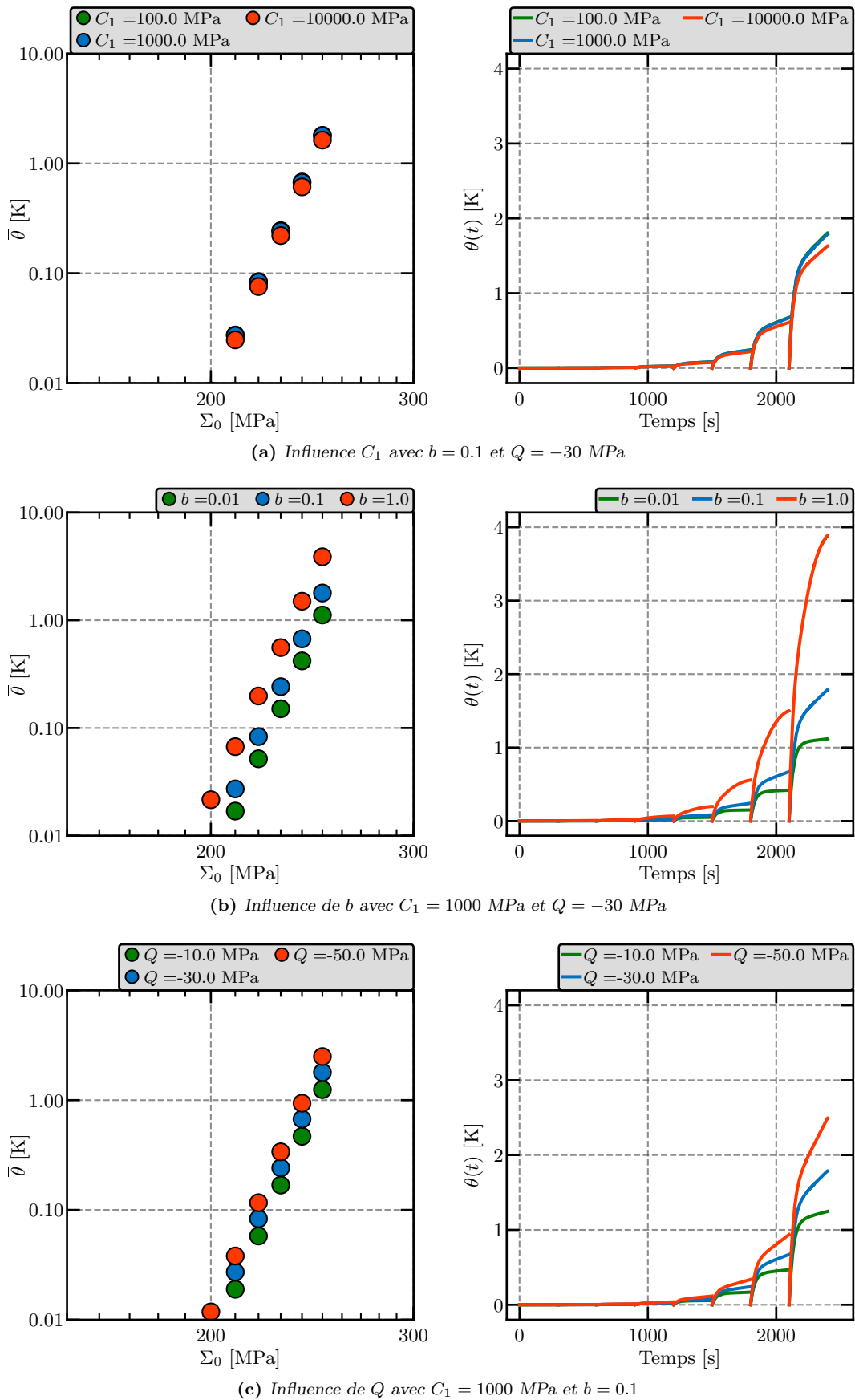


Figure 4.5 – Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique sans pré-chargement cyclique

La nouvelle loi de comportement est régie par un paramètre lié à l'érouissage cinématique linéaire C_1 et deux paramètres liés à l'érouissage isotrope b et Q (les paramètres de l'érouissage cinématique non-linéaire, C_2 et γ_2 , sont définis à partir de l'érouissage isotrope). Une étude paramétrique est réalisée pour analyser l'influence de chacun des paramètres sur la réponse du modèle, sans pré-chargement cyclique initial.

L'influence du paramètre C_1 est d'abord analysée, avec les paramètres de l'érouissage isotrope fixes : $b = 0.1$ et $Q = -30$ MPa. Ce paramètre a une très faible influence sur la réponse du modèle (Fig.4.5(a)), ce qui est logique, car il est très inférieur au terme $3\mu(1 - \beta)$ (Eq.4.8). Les derniers paliers d'Auto-Échauffement n'atteignent pas un état stabilisé, donc l'érouissage isotrope n'est pas encore saturé. Pour de grandes valeurs de C_1 , la valeur finale pour chaque palier diminue légèrement.

Le paramètre b a une forte influence sur l'évolution de la dissipation cyclique pour de grandes valeurs d'amplitude du chargement (Fig.4.5(b)).

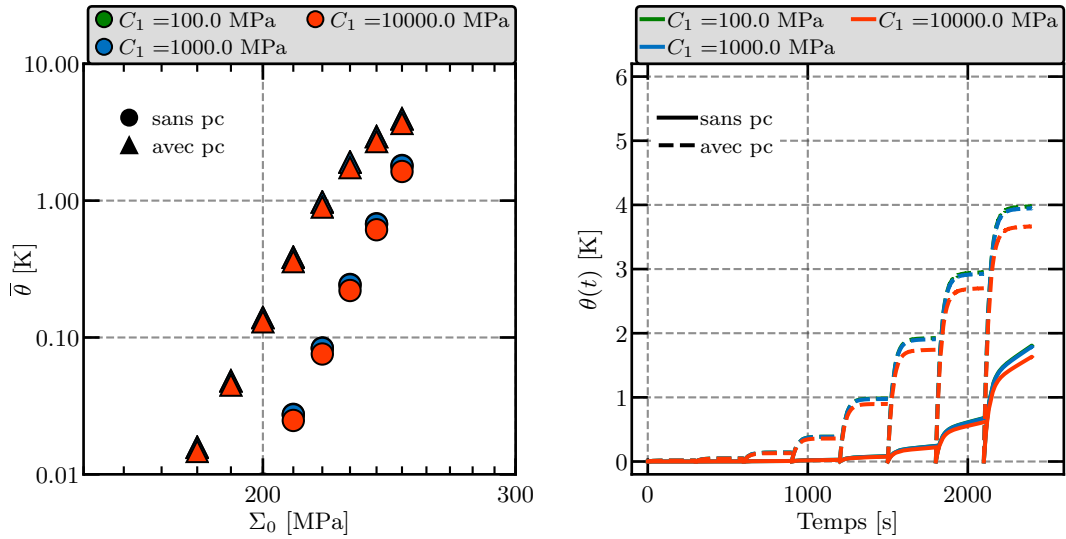
Le paramètre Q a une influence sur la valeur à saturation de la température (Fig.4.5(c)). Plus la valeur de Q est faible, plus l'évolution de la température semble atteindre un état stabilisé, et inversement. Ce résultat était attendu, cela confirme que l'érouissage isotrope, avec un paramètre négatif (adoucissement du matériau), joue bien son rôle dans la modélisation.

4.1.3 Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle

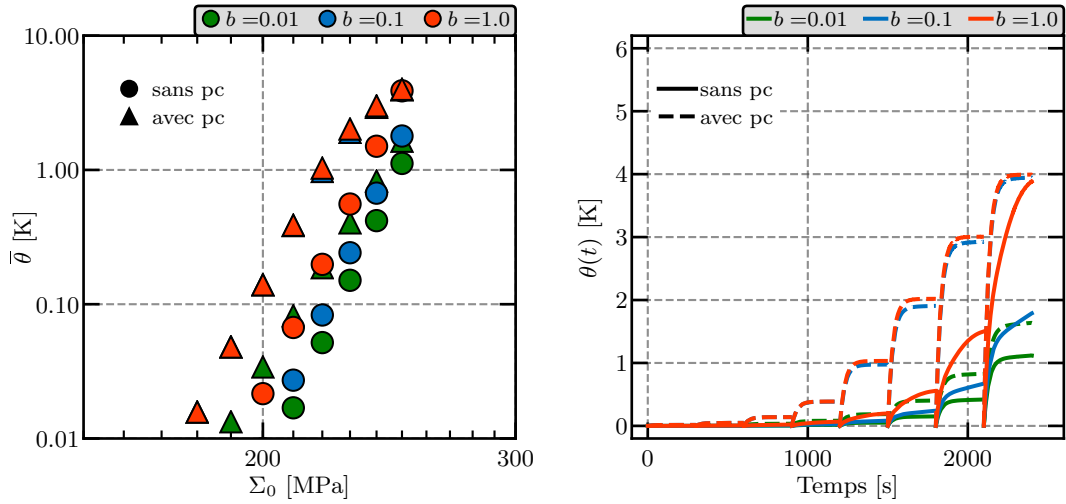
Afin d'analyser la réponse du modèle à un effet d'histoire, une seconde étude paramétrique a été réalisée en prenant en compte un pré-chargement de $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles pour une amplitude de $\Sigma_0^{\text{pc}} = 250$ MPa (Fig.4.6).

La valeur du paramètre C_1 a une très faible influence sur la valeur finale de la température et sur l'évolution de celle-ci pour chaque palier d'Auto-Échauffement (Fig.4.6(a)). L'effet d'un pré-chargement cyclique initial sur la réponse du modèle est visible. Cependant, pour les paliers où les amplitudes du chargement sont grandes, la réponse du modèle à un tel effet d'histoire donne une évolution qui n'est pas représentative des résultats expérimentaux. Dans l'échelle logarithme, un changement de pente est constatée.

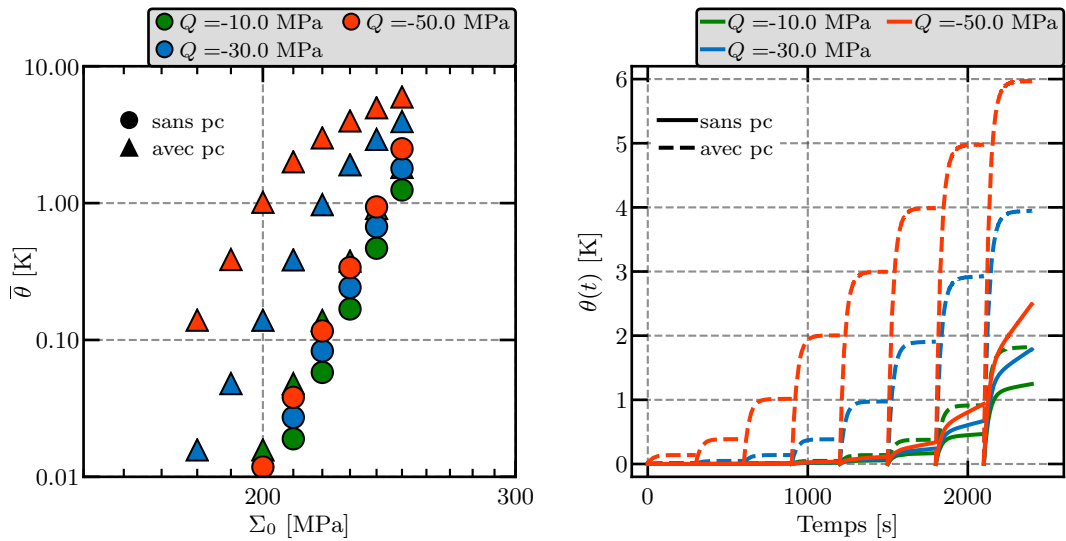
Concernant le paramètre b , il a une influence sur la valeur finale de la température de chaque palier d'Auto-Échauffement (Fig.4.6(b)). Pour la configuration sans pré-chargement cyclique initial, la forme de l'évolution de la température au cours d'un palier atteint une saturation pour une faible valeur du paramètre b . Ceci n'est plus vrai pour des valeurs plus importantes. Dans la configuration avec pré-chargement cyclique initial, un décalage des courbes d'Auto-Échauffement est bien constaté. L'évolution de la température atteint une saturation pour chacun des paliers. Si la valeur du paramètre b est trop importante, il n'y a plus d'influence de ce paramètre sur la réponse du modèle. L'évolution de la courbe d'Auto-Échauffement après un pré-chargement cyclique initial subit un changement de pente pour les plus fortes amplitudes de chargement. Il est important de noter que la température finale du dernier palier est identique dans les deux configurations, avec et sans pré-chargement cyclique initial. Ce qui n'est pas représentatif des résultats expérimentaux.



(a) Influence C_1 avec $b = 0.1$ et $Q = -30$ MPa



(b) Influence de b avec $C_1 = 1000$ MPa et $Q = -30$ MPa



(c) Influence de Q avec $C_1 = 1000$ MPa et $b = 0.1$

Figure 4.6 – Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique avec un pré-chargement cyclique ($N_{cycles}^{PC} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{PC} = 250$ MPa)

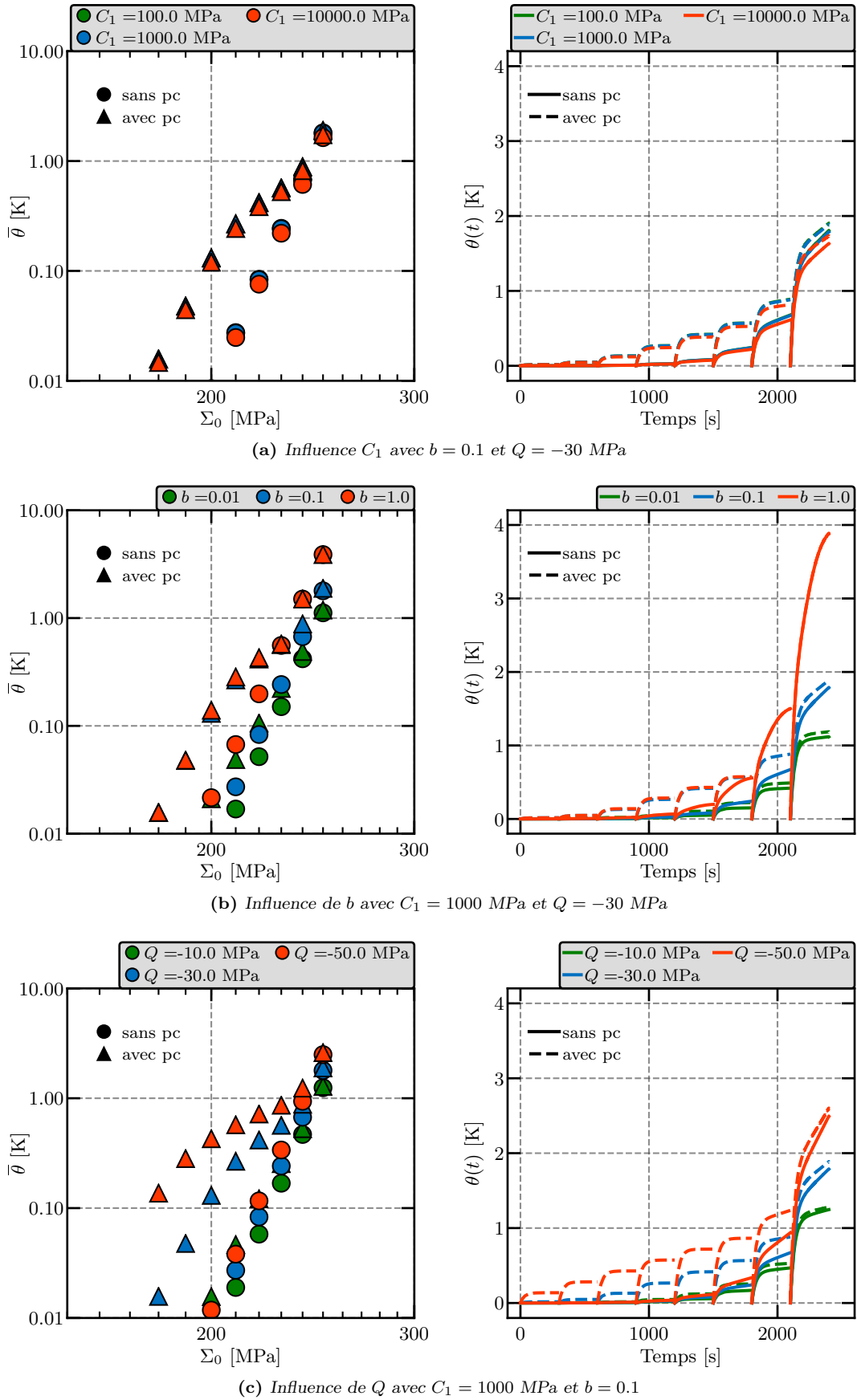


Figure 4.7 – Influence des paramètres de la loi de comportement sur la réponse du modèle numérique avec un pré-chargement cyclique ($N_{cycles}^{PC} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{PC} = 230$ MPa)

Le dernier paramètre Q a une forte influence sur la réponse du modèle (Fig.4.6(c)). Dans la configuration sans pré-chargement cyclique initial, la valeur de ce paramètre à une influence sur la forme de l'évolution de la température au cours d'un palier et sur la valeur finale. L'effet d'un pré-chargement cyclique initial modifie la réponse du modèle et la valeur finale de la température dépend fortement de la valeur du paramètre Q . La courbe d'Auto-Échauffement après un tel effet d'histoire subit également un changement de pente.

Dans cette étude, il est important de constater que les courbes d'Auto-Échauffement après un pré-chargement cyclique initial semblent tendre vers les courbes initiales, c'est-à-dire sans un tel pré-chargement. Leurs évolutions ne sont plus linéaires, dans une échelle logarithmique, à partir d'un certain niveau d'amplitude de sollicitation.

Afin de mieux observer l'évolution de la dissipation après un pré-chargement cyclique initial, un second pré-chargement est considéré avec une amplitude plus faible, $\Sigma_0^{\text{pc}} = 230$ MPa. Une étude de l'influence de chacun des paramètres, identique à la précédente, est réalisée avec ce second pré-chargement cyclique initial (Fig.4.7). Il est constaté que lorsque l'amplitude d'un palier d'Auto-Échauffement est supérieure ou égale à l'amplitude du pré-chargement cyclique, alors la réponse du modèle numérique est similaire aux résultats sans pré-chargement cyclique initial. Ceci s'explique par le fait que tous les sites s'activant pour une amplitude supérieure à celle du pré-chargement cyclique initial n'ont pas été affectés par ce dernier. Ils n'ont donc vu aucun effet d'histoire. Alors, leurs dissipations sont similaires au cas sans pré-chargement cyclique.

Pour observer ce phénomène, des cartes de dissipation ont été tracées (Fig.4.8). La première représente l'Auto-Échauffement due à chacune des familles de sites en fonction de l'amplitude des contraintes Σ_0 (Fig.4.8(a)). La notion de famille regroupe tous les sites ayant une limite d'élasticité microscopique σ_{site}^y identique. Le résultat est normé par la dissipation maximale au cours d'un essai d'Auto-Échauffement, tel que

$$\Delta_{\text{norm},1}(\Sigma_0, \sigma_{\text{site}}^y) = \frac{\overline{\Delta}_{\text{site}}^{\text{num}}(\Sigma_0) \times N_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}^y)}{\max(\Delta_{\text{norm},1}(\Sigma_0, \sigma_{\text{site}}^y))}. \quad (4.10)$$

Cette cartographie permet de montrer que ce ne sont pas les familles de sites qui dissipent le plus (*i.e.* avec σ_{site}^y faible) qui contribuent le plus à l'Auto-Échauffement car leur nombre est très faible. D'après la réponse du nouveau modèle, les sites contribuant le plus à l'Auto-Échauffement ont une limite d'élasticité microscopique d'environ 220 MPa. Chacun de ces sites dissipe peu (dès que $\Sigma_0 > 220$ MPa) mais ils sont tellement nombreux que la somme de leurs dissipation est prépondérante par rapport à toutes les autres familles.

À partir de cette représentation, une deuxième cartographie est réalisée représentant la participation à l'Auto-Échauffement de chacune des familles de sites (Fig.4.8(b)). Pour un chargement donné d'amplitude Σ_0 , cette participation est calculée pour toutes les familles de sites actifs en normant par la dissipation maximale, telle que

$$\Delta_{\text{norm},2}(\Sigma_0, \sigma_{\text{site}}^y) = \frac{\overline{\Delta}_{\text{site}}^{\text{num}}(\Sigma_0) \times N_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}^y)}{\max(\overline{\Delta}_{\text{site}}^{\text{num}}(\Sigma_0) \times N_{\text{site}}(\sigma_{\text{site}}^y))}. \quad (4.11)$$

Le premier constat est que pour un palier donné, les sites qui participent le plus à la dissipation totale sont principalement ceux qui se sont activés lors du palier précédent. La dissipation totale pour chacun des paliers est principalement due à une petite partie de

toutes les familles de sites activés. Cela implique que si un pré-chargement cyclique d'amplitude Σ_0^{pc} est considéré, la dissipation pour un palier d'Auto-Échauffement d'amplitude $\Sigma_0 > \Sigma_0^{\text{pc}}$ est principalement due à des sites dont la limite d'élasticité microscopique est supérieure ou égale à l'amplitude du pré-chargement $\sigma_{\text{site}}^y \geq \Sigma_0^{\text{pc}}$. Donc, les sites participants à cette dissipation n'ont vu aucun effet d'histoire. Ceci explique les résultats numériques obtenus, mais ce n'est pas en adéquation avec les observations expérimentales.

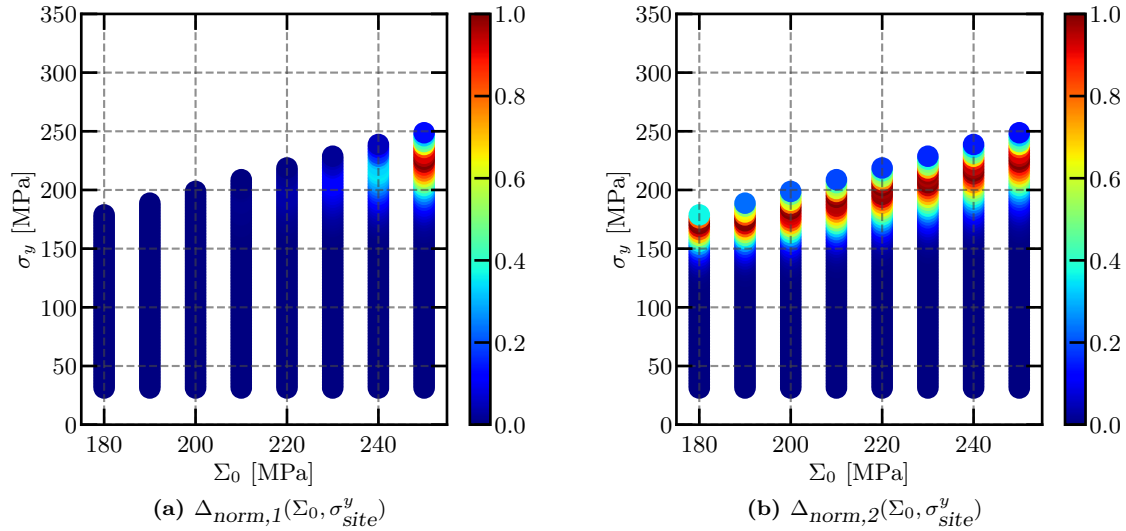


Figure 4.8 – Cartographie représentant la partition de chacune des familles de sites en fonction de l'amplitude de chargement

Cette seconde cartographie (Fig.4.8(b)) permet également de valider le principe des mesures d'Auto-Échauffement. En effet, elle permet de montrer que pour chaque palier d'Auto-Échauffement, c'est-à-dire pour chaque niveau d'amplitude de chargement, la dissipation est due à des familles de sites différents. Il est donc pertinent de mesurer l'élévation de la température du matériau pour différentes valeurs d'amplitude de chargement afin de bien capter la distribution des sites.

Les limites de cette première piste permettant la prise en compte des effets d'histoire dans la modélisation ont été montrées. Cette première piste ne permet donc pas de répondre correctement à la problématique. La deuxième, basée sur la modification de la loi d'évolution de l'activation des sites, est présentée dans la partie suivante.

Algorithm 1 Calcul de l'évolution de la température au cours du chargement

```

1:  $\sigma_{\text{site}}^y \leftarrow 0$ 
2: while  $\sigma_{\text{site}}^y < \sigma_{\text{site}}^{y, \text{max}}$  do
3:    $\sigma_{\text{site}}^y \leftarrow \sigma_{\text{site}}^y + \Delta\sigma_{\text{site}}^y$ 
4:    $t \leftarrow 0, \varepsilon_{\text{site}}^p \leftarrow 0, p \leftarrow 0, X_{i, \text{site}} \leftarrow 0, \sigma^{\text{inc}} \leftarrow 0$ 
5:   for all  $\Delta t, \Delta\sigma_m \in \text{Chargements}$  do
6:      $t \leftarrow t + \Delta t$ 
7:      $\Delta p \leftarrow 0$ 
8:      $\sigma^{\text{test}} \leftarrow \sigma^{\text{inc}} + \Delta\sigma_m$ 
9:      $n \leftarrow \text{signe}(\sigma^{\text{test}} - \sum_{i=1}^{n_{\text{ec}}} X_{i, \text{site}})$ 
10:     $\alpha_p \leftarrow \sigma^{\text{test}} - \sum_{i=1}^{n_{\text{ec}}} X_{i, \text{site}}$ 
11:     $f \leftarrow |\alpha_p| - \sigma_{\text{site}}^y - R(p)$ 
12:    if  $f > 0$  then
13:      while  $|f| / \sigma_{\text{site}}^y < \text{PREC}$  do
14:         $f' \leftarrow -R'(p) - 3\mu(1 - \beta) - \sum_{i=1}^{n_{\text{ec}}} \frac{C_i}{(1 + \gamma_i \Delta p)^2}$ 
15:         $\Delta p \leftarrow \Delta p - \frac{f}{f'}$ 
16:         $\alpha_p \leftarrow \sigma^{\text{test}} - \sum_{i=1}^{n_{\text{ec}}} \frac{X_{i, \text{site}}}{1 + \gamma_i \Delta p}$ 
17:         $f \leftarrow |\alpha_p| - \sigma_{\text{site}}^y - R(p + \Delta p) - 3\mu(1 - \beta) \sum_{i=1}^{n_{\text{ec}}} \frac{C_i}{1 + \gamma_i \Delta p}$ 
18:      end while
19:       $p \leftarrow p + \Delta p, \varepsilon_{\text{site}}^p \leftarrow \varepsilon_{\text{site}}^p + \Delta p n$ 
20:       $\sigma^{\text{inc}} \leftarrow \sigma^{\text{test}} - 3\mu(1 - \beta) \Delta p n$ 
21:       $X_{i, \text{site}}^{t + \frac{\Delta t}{2}} \leftarrow X_{i, \text{site}}$ 
22:       $X_{i, \text{site}} \leftarrow \frac{C_i n \Delta p + X_{i, \text{site}}}{1 + \gamma_i \Delta p}$ 
23:       $X_{i, \text{site}}^{t + \frac{\Delta t}{2}} \leftarrow (X_{i, \text{site}} + X_{i, \text{site}}^{t + \frac{\Delta t}{2}}) / 2$ 
24:       $\Delta_{\text{dis}}^{\text{VER}} \leftarrow f_v \left( \sigma_{\text{site}}^y \Delta p + \frac{3}{2} \Delta p \sum_{i=1}^{n_{\text{cin}}} \frac{\gamma_i}{C_i} \left( X_{i, \text{site}}^{t + \frac{\Delta t}{2}} \right)^2 \right)$ 
25:       $\Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}}(t) \leftarrow \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}}(t) + \Delta_{\text{dis}}^{\text{VER}} \frac{m}{f_v S_0^m} (\sigma_{\text{site}}^y)^{m-1} \Delta\sigma_{\text{site}}^y$ 
26:    else
27:       $\sigma^{\text{inc}} \leftarrow \sigma^{\text{test}}$ 
28:    end if
29:  end for
30: end while
31:  $t \leftarrow 0$ 
32:  $\theta(t = 0) \leftarrow 0$ 
33: for all  $\Delta t \in \text{Chargements}$  do
34:    $t \leftarrow t + \Delta t$ 
35:    $\delta \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}} \leftarrow \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}}(t) - \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}}(t - \Delta t)$ 
36:    $\theta(t) \leftarrow \frac{\tau_{\text{eq}}}{\Delta t \rho C} \delta \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}} + \left( \theta(t - \Delta t) + \frac{\tau_{\text{eq}}}{\Delta t \rho C} \delta \Delta_{\text{inc}}^{\text{proba VER}} \right) e^{-\frac{\Delta t}{\tau_{\text{eq}}}}$ 
37: end for

```

4.2 Seconde piste : changer le processus d'activation des sites

La seconde piste consiste à modifier la loi représentant la densité de sites actifs λ utilisée dans le Processus Ponctuel de Poisson (P.P.P.). Le choix retenu est de supposer le paramètre matériau m constant et le paramètre d'échelle S_0 variable. Il a été montré dans le chapitre 3 que le niveau de déformation plastique pilotait les effets d'histoire. Donc, pour ajouter une notion de mémoire (notion d'histoire), le paramètre S_0 est supposé dépendre d'une variable représentant l'évolution de la déformation plastique dans le VER. Pour cette approche, le comportement des sites est supposé identique à celui utilisé dans le modèle initial. Un unique écrouissage cinématique est considéré.

Il existe plusieurs possibilités dans le choix de la variable pour ajouter cette notion d'histoire dans la modélisation.

Une première possibilité est de rendre le paramètre S_0 dépendant de la déformation plastique maximale du VER, notée $\varepsilon_{p,\max}^{\text{VER}}$. Cependant, un problème similaire à celui de la piste précédente sera rencontré. Dans le cas où l'amplitude de sollicitation des paliers d'Auto-Échauffement Σ_0 devient supérieure au niveau du pré-chargement cyclique initial Σ_0^{PC} , c'est-à-dire lorsque le niveau de déformation plastique induit par le palier de chargement considéré dans le VER devient supérieur à celui induit par le pré-chargement cyclique initial, aucun effet d'histoire ne sera obtenu.

Une seconde possibilité est de rendre le paramètre S_0 dépendant à la déformation plastique cumulée du VER, notée p_{VER} . Cette fois-ci, un problème sera rencontré pour de forts niveaux de déformation plastique macroscopique, comme par exemple après une pré-déformation plastique initiale. Dans cette configuration, le niveau de déformation plastique cumulé, lors d'un essai d'Auto-Échauffement, pourra atteindre des valeurs très importantes. L'effet du niveau de déformation sur l'évolution des courbes d'Auto-Échauffement serait alors surestimé.

Afin de pouvoir rendre compte à la fois des effets d'un pré-chargement cyclique initial et d'un fort niveau de déformation plastique initiale, une combinaison du niveau de déformation plastique initial avec l'évolution de la déformation plastique cumulée dans le VER est utilisée. Il est alors supposé que le paramètre S_0 dépend d'une part de la déformation plastique maximale macroscopique initiale – permettant de représenter l'effet d'une pré-déformation plastique initiale, noté $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$, définie expérimentalement – et, d'autre part, de la déformation plastique cumulée du VER évoluant lors du pré-chargement cyclique initial ainsi que pendant les paliers d'Auto-Échauffement, noté p^{VER} , calculée par le modèle.

4.2.1 Écriture de la loi d'évolution des sites

L'hypothèse principale faite pour l'écriture de la nouvelle loi d'activation des sites est de supposer le paramètre S_0 dépendant à la fois de la déformation plastique initiale maximale, $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$, et de la déformation plastique cumulée du VER, p^{VER} . La première variable, $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$, permet de représenter le niveau de déformation induit lors de l'étude d'une pré-déformation plastique initiale et la seconde variable, p^{VER} , permet de représenter l'effet d'un pré-chargement cyclique initial. Il a été montré que le paramètre S_0 était lié au régime secondaire d'Auto-Échauffement par le paramètre β (chapitre 1, Eq.1.68). Dans les faits, ce paramètre augmente linéairement en fonction de l'amplitude d'un pré-chargement cyclique (chapitre 3, Fig.3.24(b)). Alors, une fonction linéaire de la forme

$$f_1 = -cste1 \times p^{\text{VER}} \quad (4.12)$$

est introduite dans la nouvelle la loi d'évolution de S_0 permettant de rendre compte de l'effet d'un pré-chargement cyclique. Concernant l'impact du niveau de déformation plastique initial macroscopique, le paramètre du régime secondaire d'Auto-Échauffement augmente linéairement jusqu'à une valeur seuil, notée E_p^{seuil} , puis diminue linéairement en fonction de $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ (chapitre 3, Fig.3.6(b)). Alors, une fonction de la forme

$$f_2 = -cste2 \times \min \left\{ E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, E_p^{\text{seuil}} \right\} + cste3 \times \max \left\{ E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} - E_p^{\text{seuil}}, 0 \right\} \quad (4.13)$$

a été ajoutée permettant de rendre compte de l'effet d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique.

Dans certaines conditions, la déformation plastique cumulée du VER p^{VER} peut atteindre des valeurs très grandes ce qui aura pour conséquence de fortement diminuer la valeur de S_0 et donc la température stabilisée sera très importante et non représentative des observations expérimentales. Pour limiter ce phénomène, l'évolution de la déformation plastique cumulée du VER est alors limitée par une valeur seuil, notée $p_{\text{seuil}}^{\text{VER}}$. De plus, lorsqu'une déformation plastique initiale macroscopique a été appliquée avec un niveau supérieur à E_p^{seuil} , l'application d'un pré-chargement cyclique n'a *a priori* plus d'influence sur les courbes d'Auto-Échauffement. Alors, la fonction f_1 peut se mettre sous la forme

$$f_1 = -cste1 \times \min \left\{ p^{\text{VER}} + cste4 \times E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p_{\text{seuil}}^{\text{VER}} \right\} \quad (4.14)$$

avec la constante $cste4$ à déterminer afin de garantir la condition précédente.

Une constante, notée a_{S_0} , est introduite afin de représenter la valeur du paramètre S_0 initiale, c'est-à-dire sans aucun effet d'histoire. La nouvelle loi d'évolution du paramètre S_0 est alors définie par

$$S_0 \left(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}} \right) = a_{S_0} \left[1 + f_1 \left(p^{\text{VER}}, E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \right) + f_2 \left(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \right) \right] \quad (4.15)$$

avec

$$f_1 \left(p^{\text{VER}}, E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \right) = -b_{S_0} \min \left\{ p^{\text{VER}} + c_{S_0} E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p_{\text{seuil}}^{\text{VER}} \right\} \quad (4.16)$$

et

$$f_2 \left(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \right) = d_{S_0} \max \left\{ E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} - E_p^{\text{seuil}}, 0 \right\} \quad (4.17)$$

où b_{S_0} , c_{S_0} et d_{S_0} sont des constantes à déterminer.

Grâce à l'expression du paramètre S_0 , le terme source associé est calculé à partir de l'équation Eq.1.68, ce qui donne

$$S_t = \frac{4 f_r m \Sigma_0^{m+2}}{h_{\text{site}} S_0^m \left(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}} \right) (m+1)(m+2)} \quad (4.18)$$

Il reste à déterminer l'évolution cyclique de la déformation plastique cumulée dans le VER au cours d'un chargement, noté $\Delta p_{\text{cycle}}^{\text{VER}}$. Pour cela, le paramètre $S_0 \left(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}} \right)$ est supposé constant sur un cycle. Cette évolution représente la déformation plastique cumulée

dans chacun des sites multipliée par le nombre de sites actifs, telle que

$$\begin{aligned}\Delta p_{\text{cycle}}^{\text{VER}} &= \int_{\text{cycle}} \frac{1}{V_{\text{VER}}} \int_0^{V_0} \int_0^{\sigma_{\text{max}}^y} \dot{p}_{\text{site}} dN_{\text{site}} dt \\ &= \frac{m}{S_0^m (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})} \int_0^{\sigma_{\text{max}}^y} \int_{\text{cycle}} \dot{p}_{\text{site}} dt (\sigma_{\text{site}}^y)^{m-1} d\sigma_{\text{site}}^y\end{aligned}\quad (4.19)$$

avec \dot{p}_{site} calculé à partir de la condition de cohérence. Ce qui donne

$$\int_{\text{cycle}} \dot{p}_{\text{site}} dt = \int_{\text{cycle}} \frac{H(f)}{h_{\text{site}}} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\text{site}}} : \dot{\sigma}_{\text{site}} dt \quad (4.20)$$

avec $H(f)$ la fonction d'Heavyside. Comme le chargement considéré est uniaxial, à rapport de charge $R = -1$ et d'amplitude constante Σ_0 , l'expression précédente peut se mettre sous la forme

$$\int_{\text{cycle}} \dot{p}_{\text{site}} dt = \frac{4 \sigma_{\text{site}}^y}{h_{\text{site}}} \langle \Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y \rangle . \quad (4.21)$$

Donc, la déformation plastique cumulée dans le VER sur un cycle d'amplitude Σ_0 est définie comme étant

$$\begin{aligned}\Delta p_{\text{cycle}}^{\text{VER}} &= \frac{4 m}{S_0^m (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})} \int_0^{\infty} \frac{\langle \Sigma_0 - \sigma_{\text{site}}^y \rangle}{h_{\text{site}}} (\sigma_{\text{site}}^y)^{m-1} d\sigma_{\text{site}}^y \\ &= \frac{4 \Sigma_0^{m+1}}{h_{\text{site}} S_0^m (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}}) (m+1)} .\end{aligned}\quad (4.22)$$

Enfin, l'évolution de la déformation plastique cumulée au cours d'un chargement cyclique est calculée

$$p^{\text{VER}} = \int_0^{N_{\text{cycle}}^{\text{total}}} \frac{4 \Sigma_0^{m+1}}{h_{\text{site}} S_0^m (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}}) (m+1)} dN_{\text{cycle}} . \quad (4.23)$$

Le paramètre p^{VER} dépend du paramètre $S_0 (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$, qui lui-même dépend du paramètre p^{VER} . Bien que la l'approche analytique est rendu possible par le choix de n'avoir qu'un unique écrouissage cinématique linéaire, il est nécessaire de mettre en place un algorithme numérique (Algorithm 2) pour calculer la dissipation. L'évolution cyclique de la température est calculée de manière discrète, telle que

$$\theta_{\text{cycle}} = \tau_{\text{eq}} S_t + (\theta_{\text{cycle-1}} - \tau_{\text{eq}} S_t) e^{-\frac{1}{f_r \tau_{\text{eq}}}} \quad (4.24)$$

en supposant $S_0 (E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ constant durant un cycle. Dans la suite de cette étude, les paramètres matériau utilisés pou réaliser les calculs sont présentés dans le tableau (Tab.4.3).

τ_{eq}	f_r	ρ	c	m	C_1	γ_1
[s]	[Hz]	[T.mm ⁻³]	[m.J.T. ⁻¹ .K]	[-]	[MPa]	[-]
30	20	7.5×10^{-9}	500×10^6	22	1000	0

Table 4.3 – Valeurs des paramètres matériau utilisées pour le calcul de la solution numérique

Algorithm 2 Calcul de l'évolution de la température au cours du chargement

```

1:  $p^{\text{VER}} \leftarrow 0$ 
2: soit  $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$  le niveau de déformation plastique initial
3:  $S_0 \leftarrow S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, 0)$ 
4: if Pré-chargement cyclique initial then
5:   soit  $\Sigma_0^{\text{pc}}$  l'amplitude
6:   for all cycle do
7:      $p^{\text{VER}} \leftarrow p^{\text{VER}} + \frac{4(\Sigma_0^{\text{pc}})^{m+1}}{h_{\text{site}}S_0^m(m+1)}$ 
8:      $S_0 \leftarrow S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ 
9:   end for
10: end if
11: for all bloc do
12:   soit  $\Sigma_{0,i}$  l'amplitude
13:    $\theta_i \leftarrow 0$ 
14:   for all cycle du bloc  $i$  do
15:      $p^{\text{VER}} \leftarrow p^{\text{VER}} + \frac{4(\Sigma_{0,i})^{m+1}}{h_{\text{site}}S_0^m(m+1)}$ 
16:      $S_t \leftarrow \frac{4mf_r\Sigma_{0,i}^{m+2}}{h_{\text{site}}S_0^m(m+1)(m+2)}$ 
17:      $\theta_i \leftarrow \tau_{\text{eq}}S_t + (\theta_{i-1} - \tau_{\text{eq}}S_t)e^{-\frac{1}{f_r\tau_{\text{eq}}}}$ 
18:      $S_0 \leftarrow S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ 
19:   end for
20:    $\theta_i^{\text{stab}} \leftarrow \theta_i$ 
21: end for

```

4.2.2 Étude qualitative des effets d'histoire par le modèle

Afin de s'assurer que cette nouvelle modélisation rend bien compte des effets d'histoire, la réponse du modèle est alors analysée. Pour cela, un calcul est réalisé dans les conditions initiales du matériau, c'est-à-dire sans aucun pré-chargement. Ensuite, deux autres calculs ont été réalisés en considérant respectivement un pré-chargement cyclique initial d'amplitude $\Sigma_0^{\text{pc}} = 240$ MPa pour $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles, et une pré-déformation plastique initiale macroscopique de $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} = 1\%$. C'est trois calculs numériques ont été réalisés avec des paramètres, pour la loi d'évolution de $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ (Eq.4.15), choisis arbitrairement afin d'obtenir une augmentation de la température qui soit du même ordre de grandeur que les températures observées expérimentalement (Tab.4.4).

Pour les deux cas, celui d'un pré-chargement cyclique initial ou pour celui d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique, les réponses du modèle sont bien différentes par rapport à celles du calcul sans aucun pré-chargement (Fig.4.9 et Fig.4.10). La température stabilisée maximale est légèrement supérieure dans le second cas, ce qui correspond à la tendance des résultats expérimentaux. Dans une échelle logarithmique, l'évolution du régime secondaire après un effet d'histoire est bien linéaire, il n'y a pas de changement de pente.

A priori, cette nouvelle modélisation permet de rendre compte des effets d'histoire induits dans le matériau. Cette piste est retenue pour la suite de l'étude.

E_p^{seuil} [-]	$p_{\text{seuil}}^{\text{VER}}$ [-]	a_{S_0} [MPa]	b_{S_0} [-]	c_{S_0} [-]	d_{S_0} [-]
0.5%	75%	290	0.05	150	0.05

Table 4.4 – Valeurs arbitraires des paramètres de la loi $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ pour analyser la réponse du modèle à un effet d'histoire

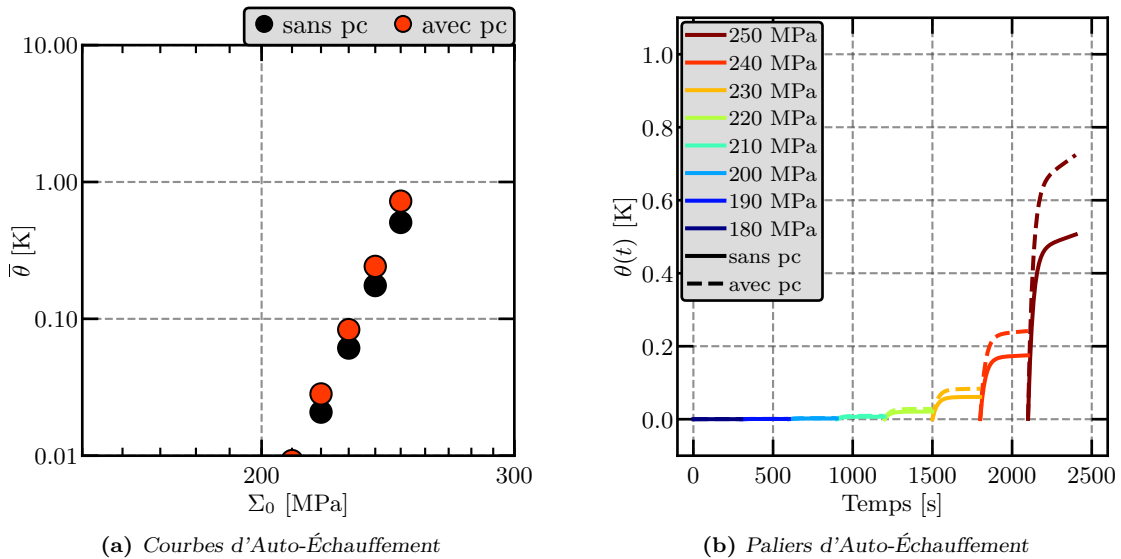


Figure 4.9 – Réponse du second modèle numérique à l'effet d'un pré-chargement cyclique avec $N_{\text{cycles}}^{\text{pc}} = 50\,000$ cycles à $\Sigma_0^{\text{pc}} = 240$ MPa

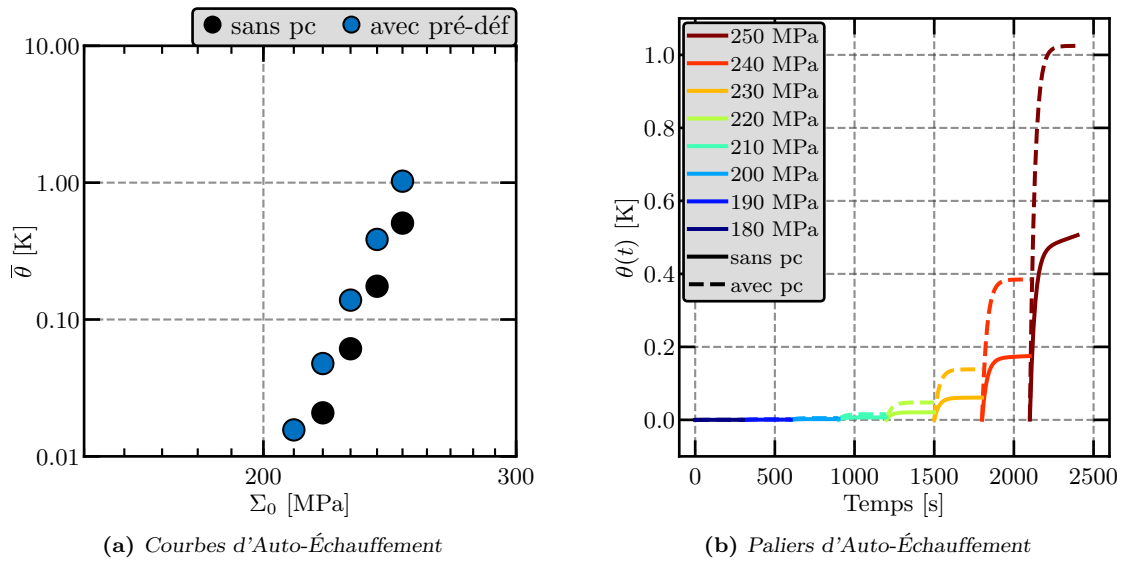


Figure 4.10 – Réponse du second modèle numérique à l'effet d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique de $E_{p,ini}^{max} = 1\%$

4.3 Identification sur le matériau d'étude

Une stratégie d'identification des paramètres du nouveau modèle est présentée, en s'appuyant sur l'analyse des essais d'Auto-Échauffement présentés dans le chapitre 3. Ensuite, la réponse du modèle est comparée aux courbes d'Auto-Échauffement expérimentales pour différents effets d'histoire. Deux essais d'Auto-Échauffement plus complexes sont également considérés pour analyser la réponse du modèle.

4.3.1 Stratégie d'identification

La stratégie d'identification des paramètres de loi de $S_0(E_{p,ini}^{max}, p^{VER})$ fait intervenir l'évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement en fonction du niveau de déformation

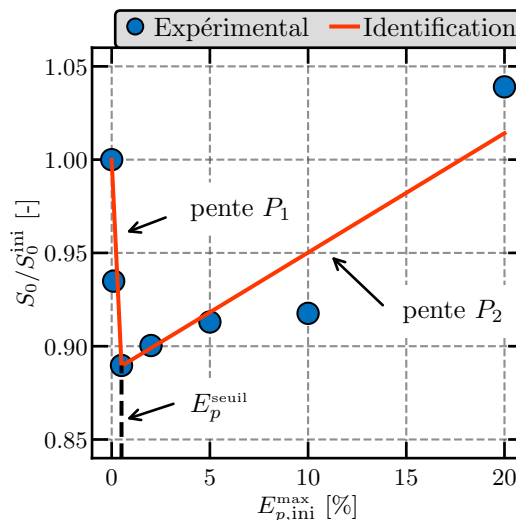


Figure 4.11 – Évolution de S_0 en fonction du niveau de déformation initiale macroscopique $E_{p,ini}^{max}$ identifiée à partir des essais d'Auto-Échauffement

plastique initial macroscopique. Dans le cas où seule une pré-déformation plastique initiale macroscopique est considérée, alors la variable S_0 n'évolue plus sous chargement cyclique. Dans cette configuration, cette variable est alors supposée constante et est liée à l'amplitude du régime secondaire β . Donc l'évolution de S_0 , normalisée par la valeur initiale S_0^{ini} , peut être tracée (Fig.4.11). La valeur initiale S_0^{ini} est calculée à partir du résultat du grade initial. Il est supposé que lorsqu'aucun effet d'histoire n'est appliqué, le paramètre S_0 reste constant lors d'un essai d'Auto-Échauffement. Donc, la valeur du paramètre a_{S_0} est égale au paramètre S_0^{ini} déterminé grâce à la valeur de l'amplitude du régime secondaire du matériau à l'état initial β_{vierge} . Ce qui donne $a_{S_0} = 290$ MPa, avec $\beta_{\text{vierge}} = 0.4459$.

À partir de l'évolution expérimentale de S_0 en fonction de $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ (Fig.4.11), la valeur seuil du niveau de déformation plastique initial macroscopique peut être déterminée. Alors, la valeur seuil E_p^{seuil} est égale à 0.5%. Afin de déterminer les autres paramètres de la loi, plusieurs conditions doivent être respectées :

- si le niveau de déformation plastique initiale macroscopique $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ est inférieur à la valeur du seuil E_p^{seuil} et qu'aucun pré-chargement cyclique n'est appliqué, alors le produit $-b_{S_0} \times c_{S_0}$ doit être égal à la valeur de la pente P_1 (Fig.4.11)

$$\forall E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \leq E_p^{\text{seuil}} \implies -b_{S_0} \times c_{S_0} = P_1 ; \quad (4.25)$$

- si le niveau de déformation plastique initiale macroscopique $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ est égal à la valeur du seuil E_p^{seuil} et qu'aucun pré-chargement cyclique n'est appliqué, alors pour garantir la continuité de la loi de $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$, la condition suivante doit être vérifiée

$$E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} = E_p^{\text{seuil}} \implies c_{S_0} \times E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} = p_{\text{seuil}}^{\text{VER}} ; \quad (4.26)$$

- si le niveau de déformation plastique initiale macroscopique $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ est supérieur à la valeur du seuil E_p^{seuil} et qu'aucun pré-chargement cyclique n'est appliqué, alors l'évolution du paramètre $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ dépend de la valeur de la pente P_2 (Fig.4.11), telle que

$$\forall E_{p,\text{ini}}^{\text{max}} \geq E_p^{\text{seuil}} \implies d_{S_0} = P_2 . \quad (4.27)$$

À partir de l'identification réalisée sur l'évolution du paramètre S_0 en fonction du niveau de déformation plastique initiale macroscopique, les valeurs des pentes peuvent être calculées, ce qui donne $P_1 \approx -22$ et $P_2 \approx 0.64$. Alors, $d_{S_0} = 0.64$.

Ensuite, une optimisation est réalisée sur une courbe expérimentale d'Auto-Échauffement avec pré-chargement cyclique initial afin d'estimer la valeur seuil de la déformation plastique cumulée au sein du VER. L'essai d'Auto-Échauffement utilisé considère un pré-chargement de 50 000 cycles et d'amplitudes 240 MPa ((Fig.4.12). La valeur optimale semble être $p_{\text{seuil}}^{\text{VER}} \approx 85\%$. Le paramètre c_{S_0} peut alors être déterminé. Ce qui donne $c_{S_0} = 170$.

Enfin, la valeur du paramètre b_{S_0} peut être calculée grâce à la valeur de la pente P_1 . Alors, $b_{S_0} \approx 0.13$. Tous les paramètres de la loi $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$ et leurs valeurs identifiées sont répertoriés dans le tableau (Tab.4.5).

E_p^{seuil} [-]	$p_{\text{seuil}}^{\text{VER}}$ [-]	a_{S_0} [MPa]	b_{S_0} [-]	c_{S_0} [-]	d_{S_0} [-]
0.5%	85%	290	0.13	170	0.64

Table 4.5 – Valeurs identifiées des paramètres de la loi $S_0(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}, p^{\text{VER}})$

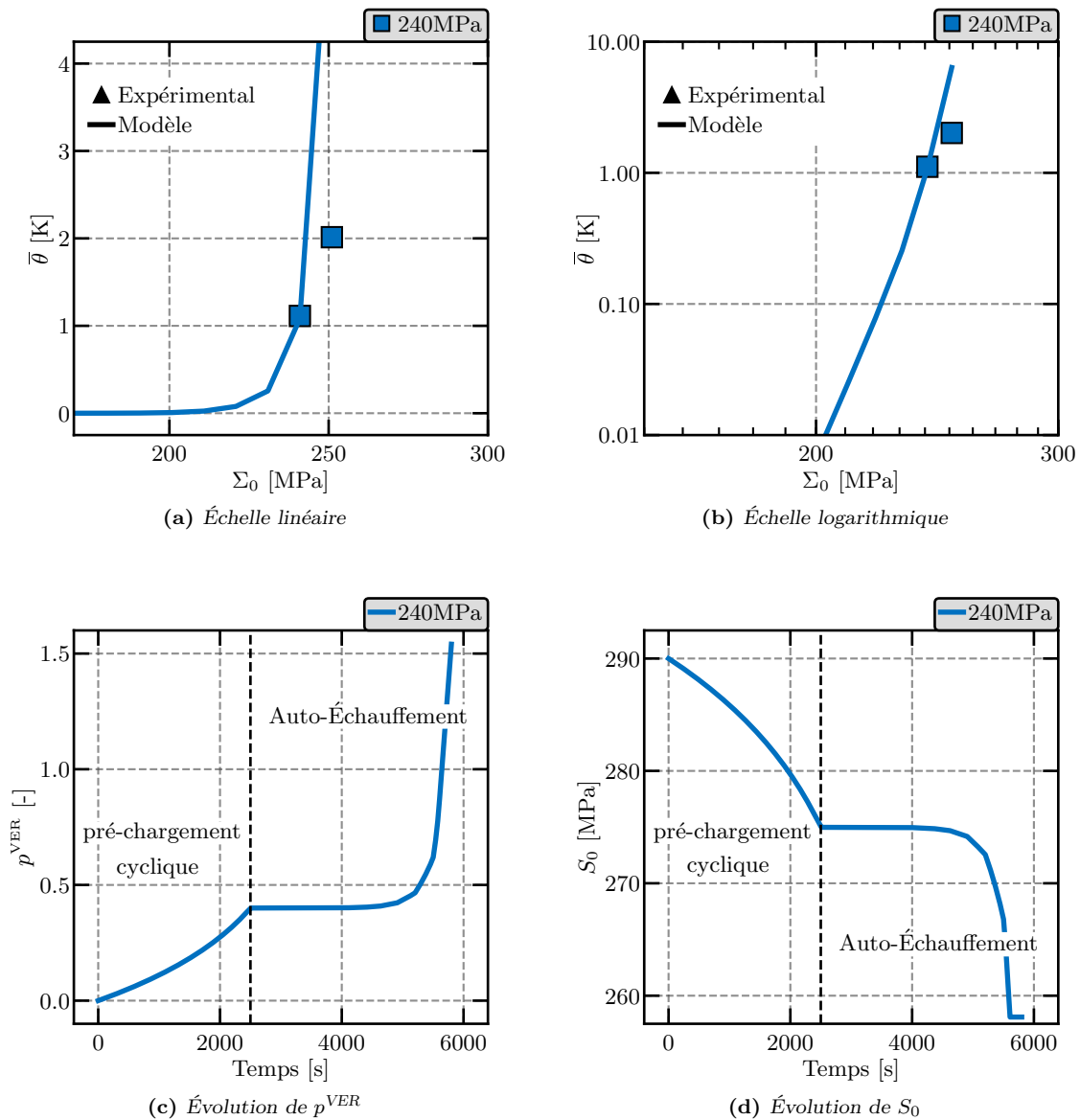


Figure 4.12 – Valeur identifiée du paramètre $p_{seuil}^{VER} \approx 85\%$ sur l’essai d’Auto-Échauffement avec un pré-chargement de 50 000 cycles à 240 MPa d’amplitude (seul le régime secondaire est considéré)

4.3.2 Validation du modèle sur les essais d’Auto-Échauffement

La réponse du modèle, avec les valeurs des paramètres identifiées (Tab.4.5) pour la loi de $S_0(E_{p,ini}^{max}, p^{VER})$ est comparée pour chacun des effets d’histoire étudiés dans le chapitre 3. Dans un premier temps, différents niveaux de déformation plastique initiale macroscopique ont été considérés pour comparer les réponses du modèle aux résultats expérimentaux (Fig.4.13(a) et (b)). Ces résultats expérimentaux sont utilisés lors de l’identification des paramètres E_p^{seuil} , b_{S_0} et d_{S_0} et pour comparer les réponses du modèle après l’identification complète de la loi. Globalement, la comparaison entre les résultats issus de la nouvelle modélisation et ceux expérimentaux est très satisfaisante. Néanmoins, il existe un certain écart pour des niveaux de déformation plastique initiale macroscopique supérieurs à la valeur seuil E_p^{seuil} . Cet écart peut être dû au choix simple de représenter l’évolution du paramètre S_0 en fonction du niveau de déformation plastique macroscopique initiale par deux droites. Il faut toutefois noter que la tendance est correcte, l’ordre de grandeur de l’évolution du ré-

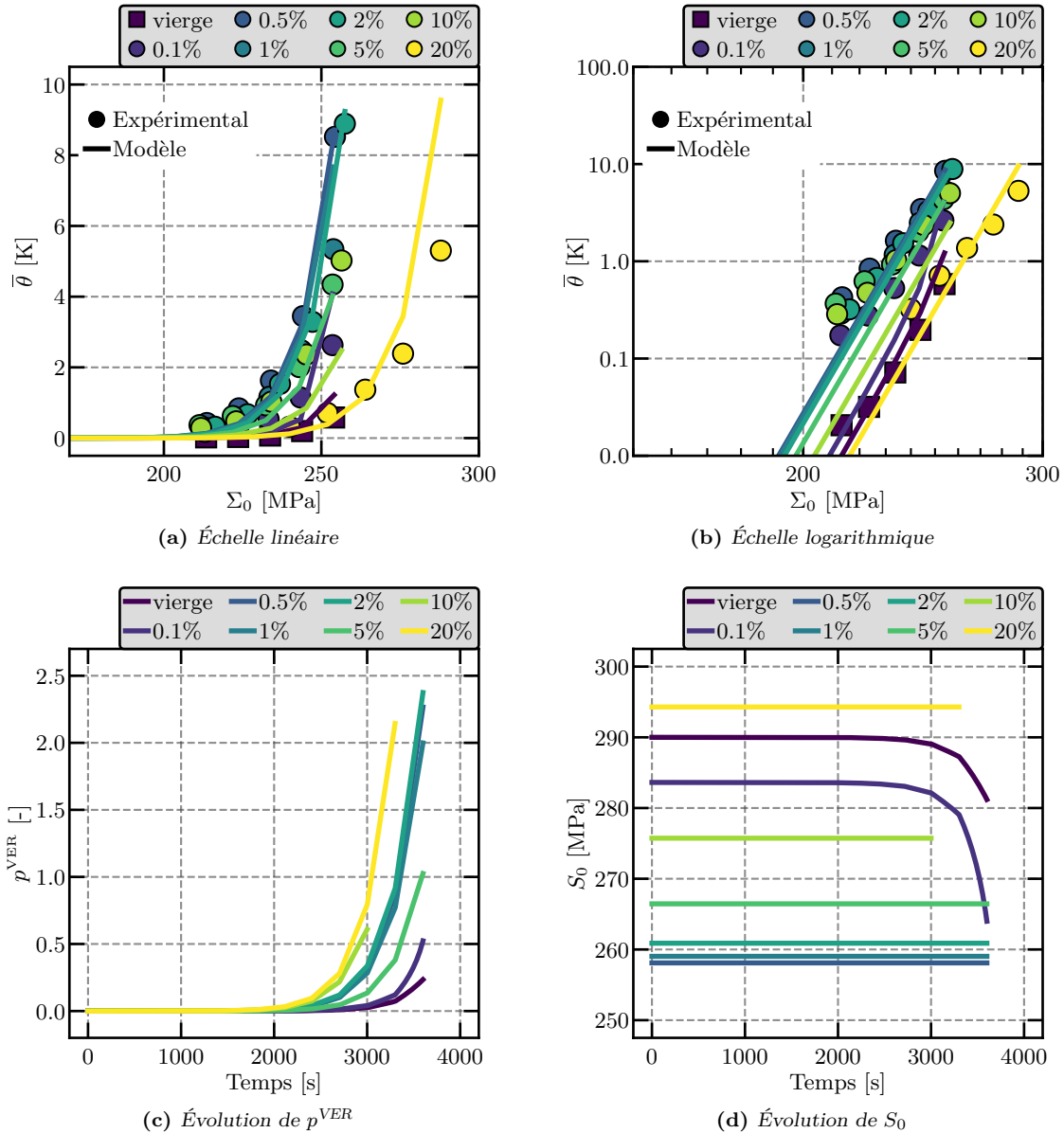


Figure 4.13 – Validation du modèle à l'effet d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique par comparaison avec les essais d'Auto-Échauffement (seul le régime secondaire est considéré)

gime secondaire d'Auto-Échauffement est respecté. L'hypothèse conduisant à considérer le paramètre S_0 constant suite à l'application d'une pré-déformation plastique initiale macroscopique est alors validée (Fig.4.13(d)).

La réponse du modèle à l'effet d'un pré-chargement cyclique initial est comparée aux résultats expérimentaux pour différentes amplitudes de chargement et pour 50 000 cycles (Fig.4.14(a) et (b)). Les résultats numériques respectent l'évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement en fonction de l'amplitude du pré-chargement cyclique, bien que les valeurs atteintes soient légèrement différentes. Ceci est particulièrement vrai pour les grandes amplitudes. Il faut rappeler que pour ces amplitudes de pré-chargement cyclique, l'évolution du régime secondaire d'Auto-Échauffement ne respecte pas parfaitement une loi puissance, contrairement au grade vierge. La modélisation ne rend pas compte de cet effet, d'où les écarts présents pour ces niveaux. Cependant, l'évolution du régime secondaire issu de la modélisation est du même ordre de grandeur par rapport aux résultats expérimentaux, ce qui

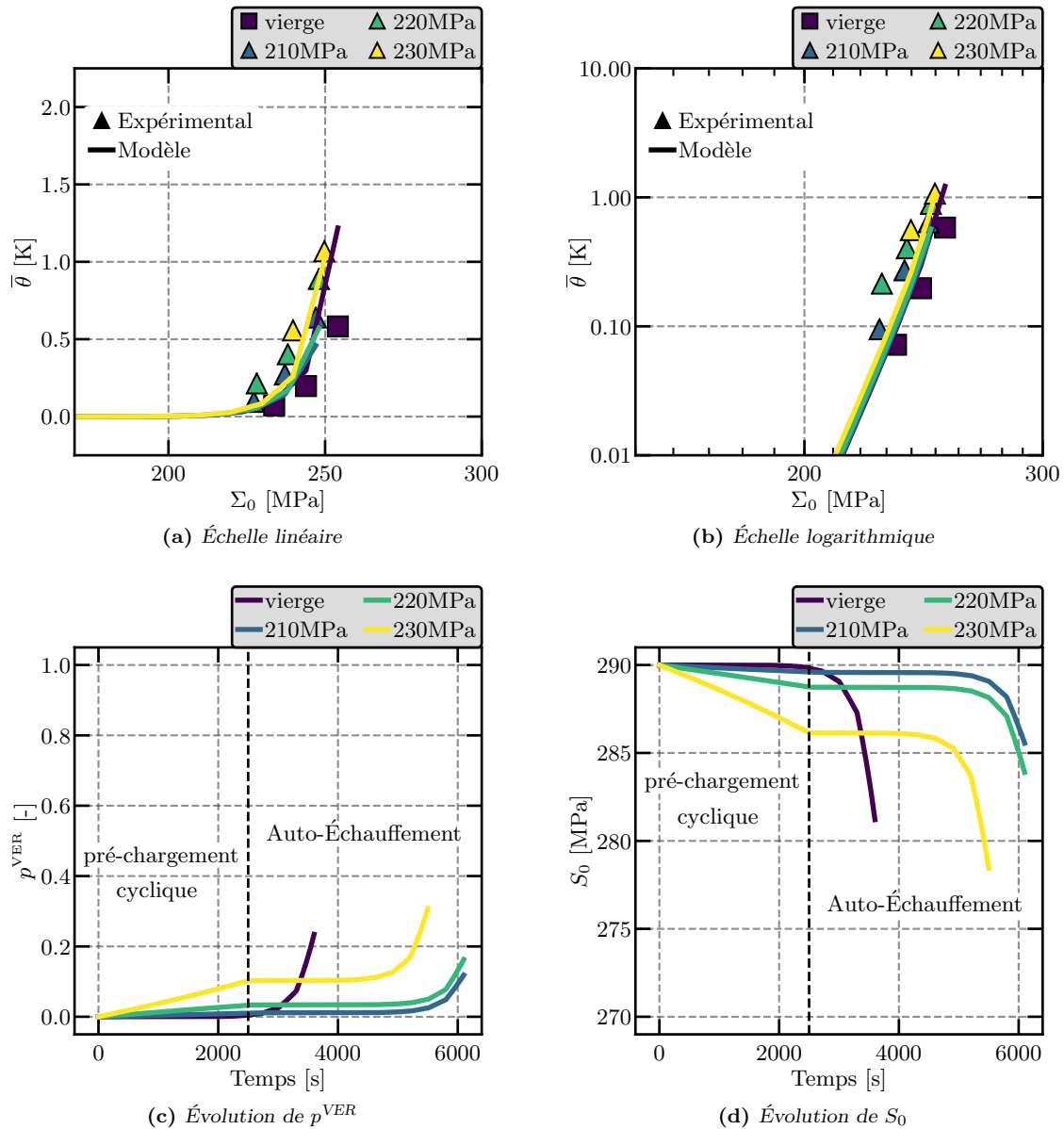


Figure 4.14 – Validation du modèle à l’effet d’un pré-chargement cyclique initial par comparaison avec les essais d’Auto-Échauffement, avec $N_{cycles}^{Pc} = 50\,000$ cycles (seul le régime secondaire est considéré)

est positif. Il faut noter que le paramètre permettant de limiter l’évolution de la déformation plastique cumulée p_{seuil}^{VER} joue parfaitement son rôle (Fig.4.14(c) et (d)).

Ensuite, deux essais d’Auto-Échauffement plus complexes sont considérés afin de valider la réponse du modèle. Le premier essai consiste à réaliser trois procédures d’Auto-Échauffement successivement sur une seule éprouvette. La particularité de cet essai réside dans la seconde procédure, pour laquelle les paliers d’Auto-Échauffement sont appliqués dans l’ordre décroissant par rapport à leurs amplitudes (Fig.4.15). Cet essai permet juste de mettre en évidence l’impact d’un grand cycle de chargement sur la réponse en Auto-Échauffement, et donc sur les propriétés en fatigue. Il a été simulé numériquement et la réponse du modèle est comparée aux résultats expérimentaux (Fig.4.16). L’évolution de la réponse du modèle est similaire à ces résultats, même si l’erreur est plus importante pour le dernier niveau.

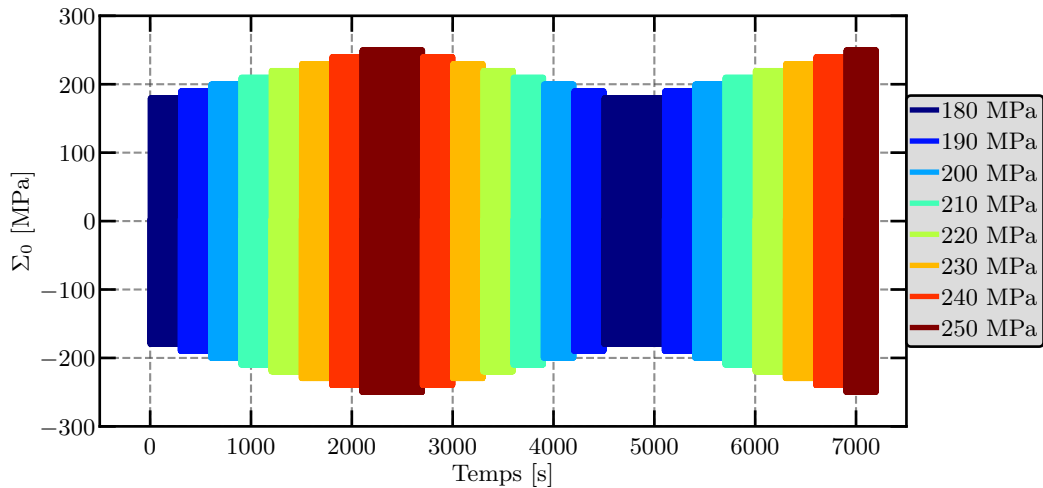


Figure 4.15 – Principe du premier essai d'Auto-Échauffement complexe : succession de trois procédures d'Auto-Échauffement sur une même éprouvette. Lors de la deuxième procédure, les paliers sont appliqués dans l'ordre décroissant en fonction de l'amplitude de chargement Σ_0

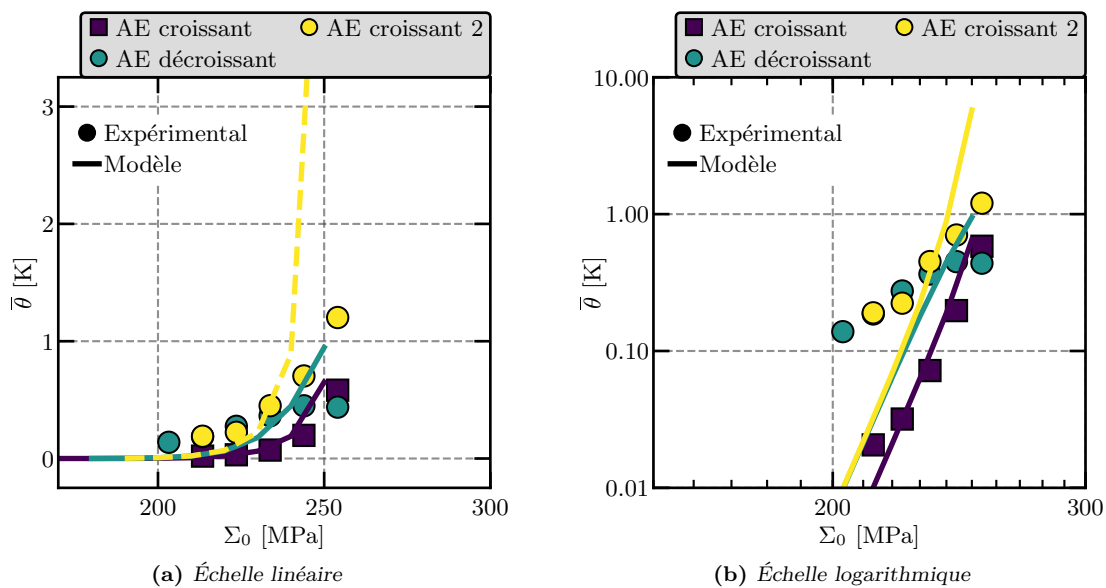


Figure 4.16 – Validation du modèle pour le premier essai d'Auto-Échauffement complexe (seul le régime secondaire est considéré)

Le second essai d'Auto-Échauffement complexe permet d'observer l'effet d'un chargement légèrement supérieur au chargement précédent en termes d'amplitude. Pour cela, chaque niveau considéré lors d'un essai d'Auto-Échauffement est appliqué deux fois sur l'éprouvette. Ces deux mêmes chargements sont espacés par un chargement d'amplitude supérieure (Fig.4.17). Pour chaque amplitude de chargement considérée, la première sollicitation est appelée "step 1" et la seconde "step 2". Le modèle arrive à reproduire qualitativement l'évolution des résultats expérimentaux (Fig.4.18). Encore une fois, le dernier palier d'Auto-Échauffement, qui a donc vu tous les effets d'histoire, est surestimé par le modèle.

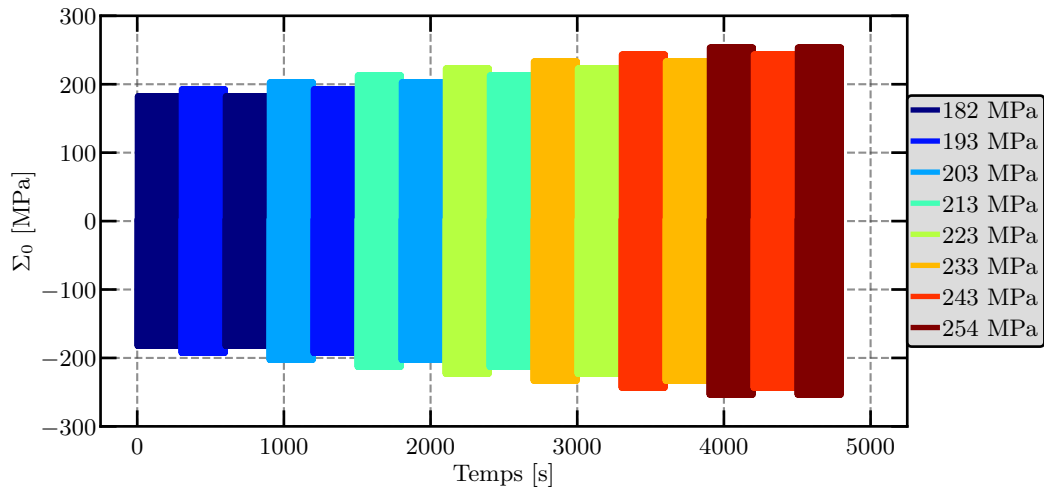


Figure 4.17 – Principe du second essai d'Auto-Échauffement complexe : procédure particulière d'Auto-Échauffement consistant à appliquer une seconde fois chaque palier

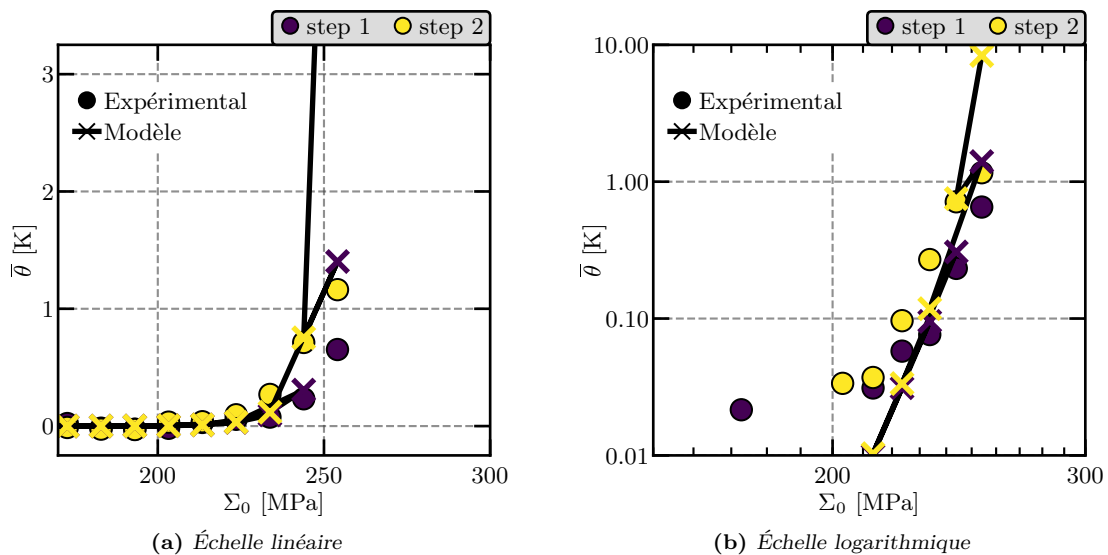


Figure 4.18 – Validation du modèle pour le second essai d'Auto-Échauffement complexe (seul le régime secondaire est considéré)

Avec la modélisation proposée et après un effet d'histoire, que ce soit un pré-chargement cyclique initial ou l'application d'une pré-déformation plastique macroscopique initiale, les évolutions observées expérimentalement ont pu être retrouvées numériquement. Donc, concernant l'estimation des essais d'Auto-Échauffement, cette modélisation semble être adaptée. Afin d'aller plus loin dans l'analyse de cette approche, il est nécessaire de comparer les courbes S-N issues de ce modèle avec les résultats de fatigue expérimentaux.

4.4 Validation du modèle sur les courbes S-N

Des campagnes d'essais de fatigue ont été réalisées sur le matériau d'étude afin de pouvoir valider la nouvelle modélisation. La première campagne, présentée lors du chapitre 1, a pour

but d'obtenir la courbe S-N du matériau dans son état initial, vierge de tout chargement d'histoire. La seconde, présentée lors du chapitre 3, a été réalisée en considérant des chargements à deux blocs, dans le but d'étudier l'influence de l'ordre dans lequel les chargements sont appliqués sur les propriétés en fatigue. Une modification des propriétés en fatigue du matériau est observée entre les différentes campagnes d'essais. La procédure permettant d'estimer les courbes S-N à partir de la nouvelle modélisation est présentée. Les résultats des simulations de campagne de fatigue considérant des chargements à deux blocs sont analysés puis comparés aux résultats expérimentaux. Dans cette partie, seuls des pré-chargevements cycliques sont considérés comme effet d'histoire. Il a déjà été montré l'impact du niveau de déformation plastique initial dans un matériau sur ses propriétés en fatigue [Munier, 2012].

Dans le modèle initial, présenté dans le chapitre 1, la dissipation du site critique $\bar{\Delta}_{\text{site}}$ est donnée par (Eq.1.79)

$$\bar{\Delta}_{\text{site}}(P_F) = \frac{4\Sigma_{\infty}(P_F)}{h_{\text{site}}} \langle \Sigma_0 - \Sigma_{\infty}(P_F) \rangle \quad (4.28)$$

où $\Sigma_{\infty}(P_F)$ représente l'estimation de la limite d'endurance du matériau pour une probabilité de rupture P_F . La limite d'endurance moyenne, *i.e.* pour $P_F = 50\%$ donnée par (Eq.1.76)

$$\bar{\Sigma}_{\infty} = S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \quad (4.29)$$

dépend du paramètre S_0 , qui est constant. La prédiction des courbes S-N fait appel à un critère énergétique (Eq.1.78), défini par

$$E_c(P_F) = \int_0^{N_f} \bar{\Delta}_{\text{site}}(P_F) dN = \int_0^{N_f} \frac{4}{h_{\text{site}}} \Sigma_{\infty}(P_F) \langle \Sigma_0 - \Sigma_{\infty}(P_F) \rangle dN \quad (4.30)$$

et dans le cas où $P_F = 50\%$ et grâce à l'équation (Eq.4.29), la relation précédente devient

$$\bar{E}_c = \int_0^{N_f} \frac{4}{h_{\text{site}}} S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \left\langle \Sigma_0 - S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right\rangle dN \quad (4.31)$$

avec $\bar{E}_c = E_c(50\%)$. Comme le paramètre S_0 est constant pour le modèle initial, l'équation précédente s'écrit

$$\bar{E}_c = N_f \frac{4}{h_{\text{site}}} S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \left\langle \Sigma_0 - S_0 \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right\rangle. \quad (4.32)$$

Or, dans la nouvelle modélisation, ce paramètre n'est plus constant au cours des cycles. L'évolution de ce paramètre S_0 doit alors être prise en compte. Par analogie avec l'équation (Eq.4.30), l'énergie critique peut se mettre sous la forme

$$\bar{E}_c = a_c \int_0^{N_f} S_0(N) \left\langle \Sigma_0 - S_0(N) \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right\rangle dN \quad (4.33)$$

avec $a_c = \frac{4}{h_{\text{site}}} \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right)$.

Pour être en accord avec les résultats expérimentaux, c'est-à-dire éviter que le paramètre S_0 ne diminue trop fortement, un seuil a été introduit sur le niveau de déformation plastique

cumulée dans le VER. Lorsque que ce seuil est atteint, le paramètre S_0 devient alors constant, noté S_0^{seuil} , et le nombre de cycles associé est N^{seuil} . L'équation précédente devient

$$A_c = \int_0^{N^{\text{seuil}}} S_0(N) \left\langle \Sigma_0 - S_0(N) \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right\rangle dN + S_0^{\text{seuil}} \left\langle \Sigma_0 - S_0^{\text{seuil}} \left(\frac{V_{\text{sites}}}{V_{\text{eff}}} \right)^{1/m} \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right\rangle (N_f - N^{\text{seuil}}) \quad (4.34)$$

en posant $A_c = \frac{\overline{E_c}}{a_c}$.

Dans un premier temps, le chargement considéré est constitué d'un unique bloc de sollicitation. Contrairement au modèle initial, l'énergie E n'évolue pas de manière linéaire en fonction du nombre de cycles si N_f est inférieur à N^{seuil} . Il est donc nécessaire de définir une stratégie afin de déterminer le nombre de cycles à rupture N_f pour un chargement donné, en ne connaissant pas la valeur de l'énergie critique $\overline{E_c}$, conduisant à la rupture du matériau pour une probabilité P_F de 50%. Pour cela, il est possible de tracer un faisceau de courbes représentant l'évolution du paramètre A , c'est-à-dire l'évolution de l'énergie E , en fonction du nombre de cycles pour différentes amplitudes de chargement, similaires à celles utilisées pour déterminer la courbe S-N expérimentale (Fig.4.19(a)). Ensuite, il suffit de déterminer la valeur critique A_c , correspondant à l'énergie critique $\overline{E_c}$, à partir de cette courbe S-N expérimentale pour le matériau dans son état initial, c'est-à-dire sans aucun effet d'histoire. Ainsi, pour chaque amplitude de chargement, un nombre de cycles à rupture est déterminé. L'estimation par le modèle de la courbe S-N ainsi identifiée donne un résultat satisfaisant vis-à-vis de la courbe S-N expérimentale (Fig.4.19(b)).

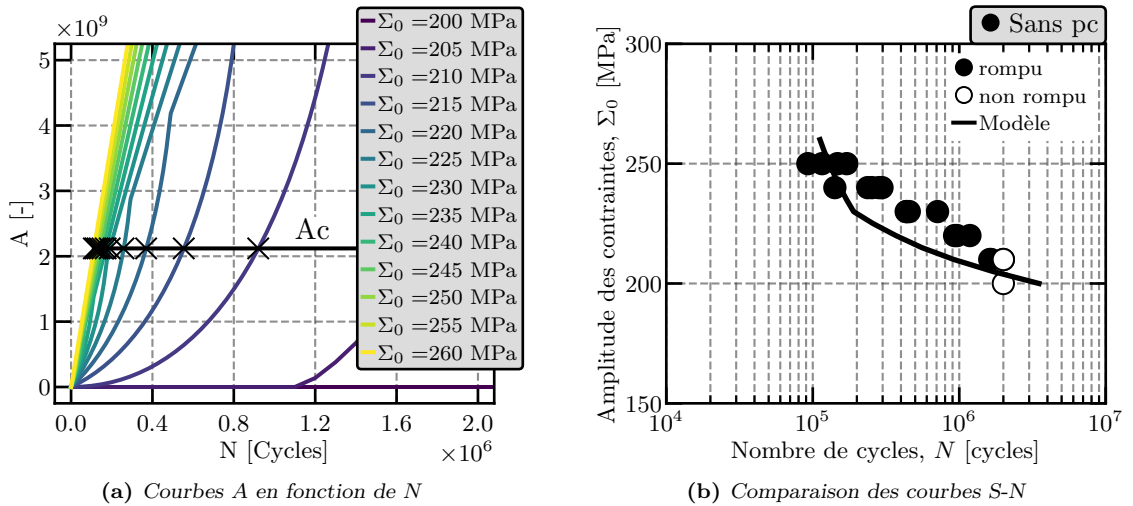


Figure 4.19 – Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N pour le matériau dans son état vierge

La même stratégie est utilisée pour estimer une courbe S-N en considérant des chargements à deux blocs de sollicitations. L'évolution de l'énergie est calculée en fonction du nombre de cycles, quel que soit le chargement appliqué. Cette démarche a alors été réalisée en considérant des blocs de pré-charge cyclique identiques à ceux utilisés expérimentalement. Les cartographies d'évolution de l'énergie en fonction du nombre de cycles sont présentées (Fig.4.20(a), Fig.4.21(a) et Fig.4.22(a)).

Enfin, les courbes S-N estimées par le modèle sont comparées aux résultats expérimentaux (Fig.4.20(b), Fig.4.21(b) et Fig.4.22(b)). Les résultats issus du modèle sont très satisfaisants, la modélisation des courbes S-N est validée.

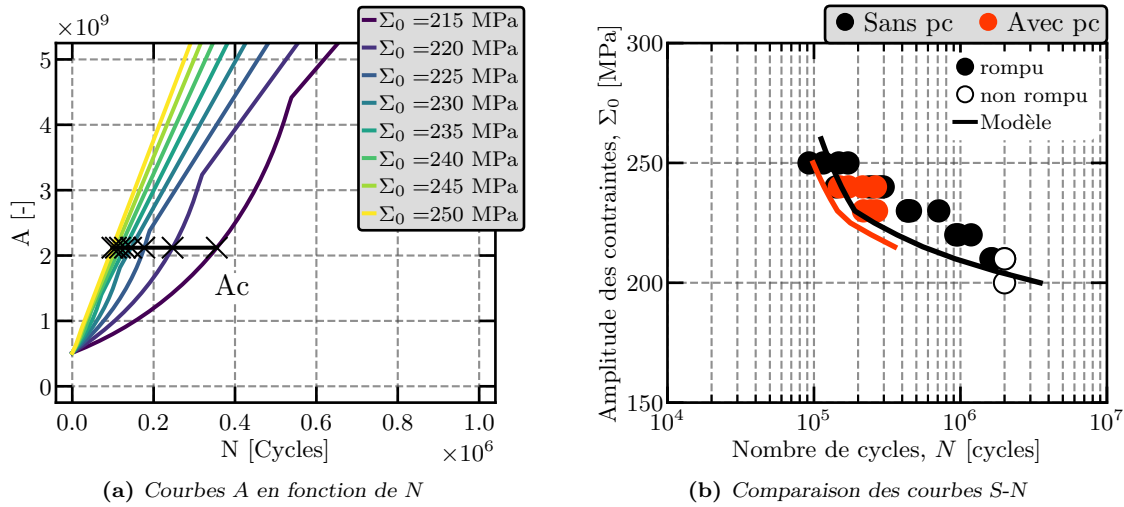


Figure 4.20 – Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{Pc} = 500\,000$ cycles et d'amplitude $\Sigma_0^{Pc} = 210$ MPa

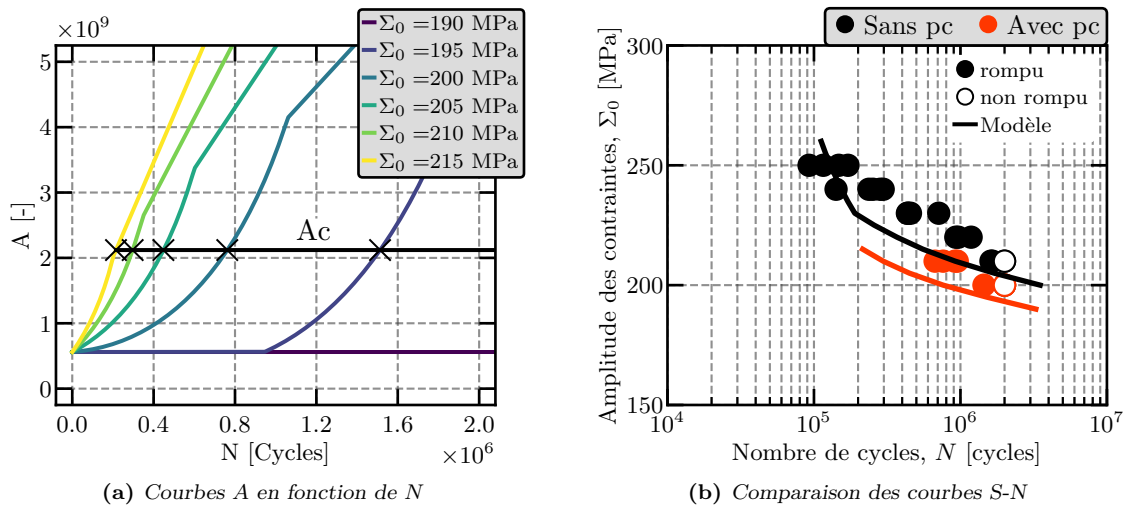


Figure 4.21 – Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{Pc} = 50\,000$ cycles et d'amplitude $\Sigma_0^{Pc} = 240$ MPa

Afin d'aller un peu plus loin dans la phase de validation du modèle, une comparaison est réalisée entre le modèle de MINER et les résultats issus de la nouvelle modélisation, pour des chargements composés de deux blocs de sollicitations. Pour cela, les résultats sont tracés dans un diagramme (Fig.4.23) où l'axe des abscisses représente le rapport entre le nombre de cycles effectué pour le bloc 1, noté n_1 , et le nombre de cycles à rupture associée à l'amplitude de ce premier bloc de chargement, noté N_{R1} . L'axe des ordonnées représente ce même rapport concernant le second bloc de chargement. Dans ce diagramme, si l'endommagement calculé au sens de MINER, pour un chargement composé de deux blocs de sollicitation, est égal à 1, c'est-à-dire si le modèle de MINER prévoit la rupture du matériau pour le chargement considéré, alors le point associé à ce chargement est sur la droite noire.

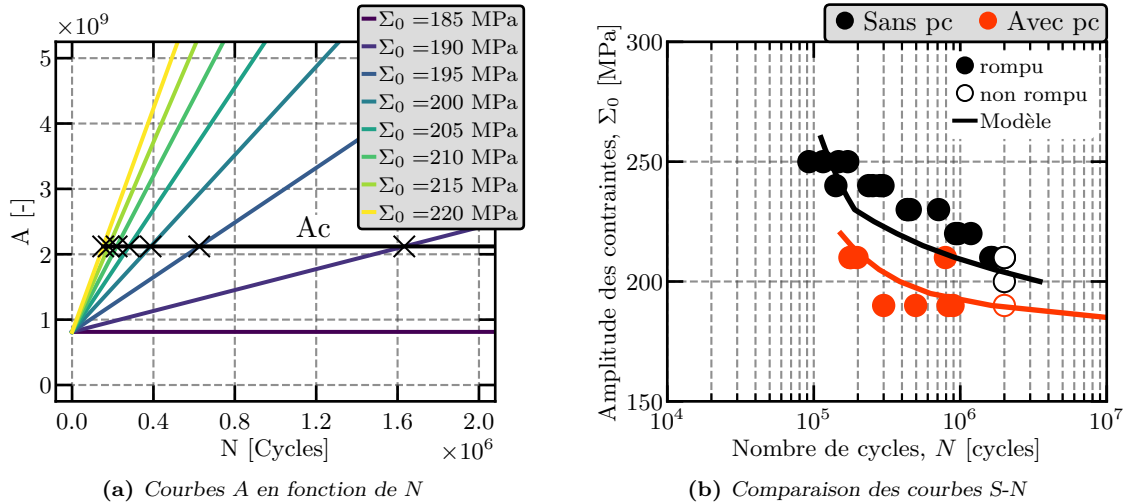


Figure 4.22 – Estimation par le nouveau modèle de la courbe S-N avec un pré-chargement de $N^{Pc} = 50\,000$ cycles et d’amplitude $\Sigma_0^{Pc} = 250$ MPa

Les courbes rouges représentent les réponses de la nouvelle modélisation pour deux chargements différents, composés chacun de deux blocs de chargement dont l’amplitude du premier bloc est inférieure à celle du second bloc. Pour le premier chargement, représenté par la courbe en trait plein, le premier bloc est constitué d’une sollicitation d’amplitude de 210 MPa, suivi d’une sollicitation de n_2 cycles (identifié par le modèle) pour une amplitude de 250 MPa. Pour le second chargement, représenté par la courbe en pointillés, seule l’amplitude du premier bloc est différente, égale à 230 MPa. Les réponses du modèle associées à ces deux chargements donnent des courbes non-linéaires et supérieure au modèle de MINER. Une différence est également constatée entre ces deux chargements.

Les courbes bleues représentent également les réponses de la nouvelle modélisation pour deux chargements différents, mais cette fois-ci l’amplitude du premier bloc de chargement est supérieure à celle du second bloc. Les deux premiers blocs de chargement sont respectivement

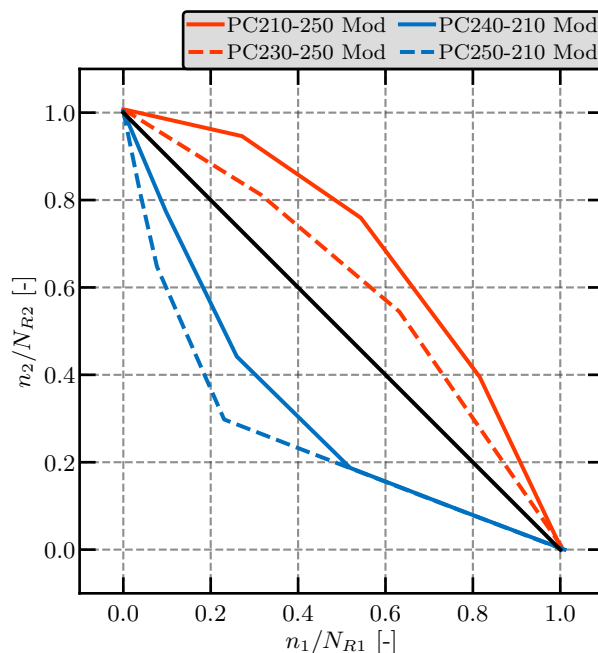


Figure 4.23 – Comparaison Miner-Modèle

constitué d'une sollicitation d'amplitude de 240 MPa et 250 MPa. L'amplitude des deux seconds blocs est de 210 MPa. Les réponses du modèle sont également non linéaires et, cette fois-ci, inférieure au modèle de MINER. Les réponses de la nouvelle modélisation semblent être identiques lorsque le nombre de cycles du premier bloc de chargement est proche de la moitié du nombre de cycles à rupture, c'est-à-dire lorsque $n_1 \approx N_{R1}/2$. Ceci doit être relié à un phénomène de saturation du paramètre S_0 dans la modélisation.

Le premier résultat à souligner est que le modèle rend bien compte de l'ordre d'application des blocs de chargement. Une différence sur la réponse du modèle est constatée entre le cas où le premier bloc a une amplitude de chargement supérieure au second bloc, et inversement. Il est important de rappeler que cela est réalisé sans considérer de variables d'endommagement, contrairement à ce qui est fait classiquement dans la littérature avec les approches à deux échelles. Ce résultat est obtenu grâce à l'utilisation d'un P.P.P. avec un scénario d'activation particulier de la microplasticité.

Enfin, une comparaison entre les résultats issus de la modélisation et des résultats expérimentaux est réalisée (Fig.4.24). Pour cela, quelques essais de fatigue constitués de deux blocs de chargements ont été réalisés (présentés dans le chapitre 3). Les points rouges représentent les essais où l'amplitude du premier bloc de chargement est inférieure à celle du second bloc. Les points bleus représentent l'inverse, l'amplitude du premier bloc est supérieure à celle du second bloc.

La comparaison entre les résultats expérimentaux et le modèle est très satisfaisante dans le cas où le premier de bloc de chargement à une amplitude plus importante que le second bloc, malgré une grande dispersion des résultats expérimentaux (points bleus). Concernant le chargement où l'amplitude du premier bloc est inférieure au second bloc de sollicitation, une grande dispersion est présente dans les résultats expérimentaux (points rouges). Cependant, les losanges rouges ont une tendance supérieure à la droite de MINER, tout comme la réponse du modèle. Cette nouvelle modélisation semble améliorer l'estimation des propriétés en fatigue des matériaux pour des sollicitations composées de plusieurs blocs de chargement cyclique. Elle rend compte des effets d'histoire et la notion d'ordre d'application est gardée.

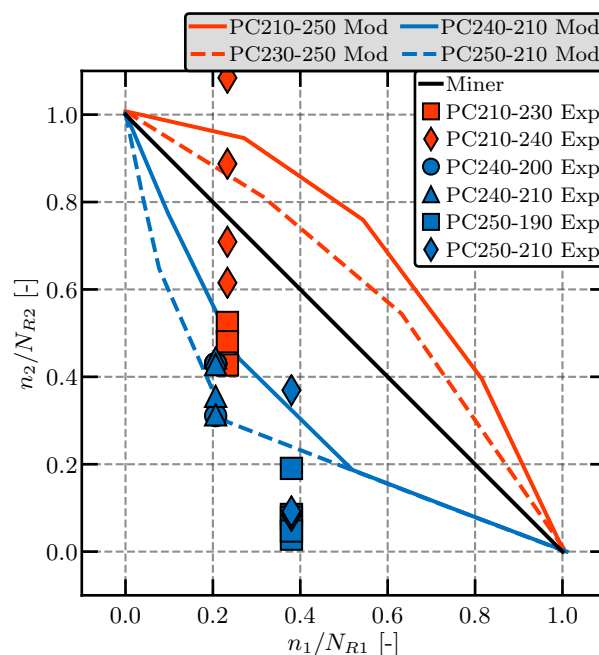


Figure 4.24 – Comparaison Miner-Modèle-Expérimental

4.5 Modélisation de l'effet d'une contrainte moyenne sur les essais d'Auto-Échauffement

Dans le chapitre 3, les résultats expérimentaux de l'effet d'une contrainte moyenne positive du chargement sur les essais d'Auto-Échauffement ont été présentés. Le post-traitement classique donnait une description assez peu satisfaisante des courbes d'Auto-Échauffement (voir chapitre 3), même si cela était suffisant pour rendre compte de l'influence des contraintes moyennes sur les propriétés en fatigue. Il a été montré qu'à partir d'un certains paliers de chargement, la contrainte maximale était supérieure à la limite d'élasticité macroscopique du matériau, ce qui explique la forme de ces courbes. L'état du matériau évolue pour tous les paliers de chargement dont l'amplitude est supérieure à la limite d'élasticité macroscopique.

La stratégie pour prendre en compte l'évolution de l'état du matériau au cours d'un essai d'Auto-Échauffement est de ne plus considérer les paramètres α et β constants, mais dépendants de l'amplitude de chaque palier de chargement. Concernant le régime secondaire, il est possible de connaître l'évolution du paramètre S_0 sous chargement cyclique grâce au nouveau modèle. Alors, l'évolution du paramètre β , noté β_{mod} , est ainsi connue car elle dépend du paramètre S_0 . Cependant, le cadre de cette nouvelle modélisation ne considère pas le régime primaire. Afin d'estimer l'évolution du paramètre α et donc du régime primaire, noté α_{mod} , en fonction de l'amplitude du chargement, il est nécessaire de déterminer le niveau de déformation plastique macroscopique $E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}$ induit par le chargement considéré et de modéliser l'évolution du paramètre α en fonction de ce niveau de déformation plastique macroscopique (Fig.3.5). Ce sont les seules informations connues pour le régime primaire. La relation permettant de tracer la courbe d'Auto-Échauffement devient alors

$$\bar{\theta} = \alpha_{\text{mod}}(\Sigma_0) \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_{\text{max}}} \right)^2 + \beta_{\text{mod}}(S_0) \left(\frac{\Sigma_0}{\Sigma_{\text{max}}} \right)^{m+2} \quad (4.35)$$

avec $\alpha_{\text{mod}}(\Sigma_0) = \alpha_{\text{mod}}(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}})$ constant et identifié pour chaque palier et S_0 dépendant de la déformation plastique cumulée dans le VER au cours des chargements cyclique.

L'évolution du régime primaire en fonction du niveau de déformation plastique macroscopique est modélisée par une loi exponentielle saturante, définie par

$$\alpha_{\text{mod}}(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}) = a_0 + a_1 \left[1 - \exp(-b_1 E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}) \right] + a_2 \left[1 - \exp(-b_2 E_{p,\text{ini}}^{\text{max}}) \right] \quad (4.36)$$

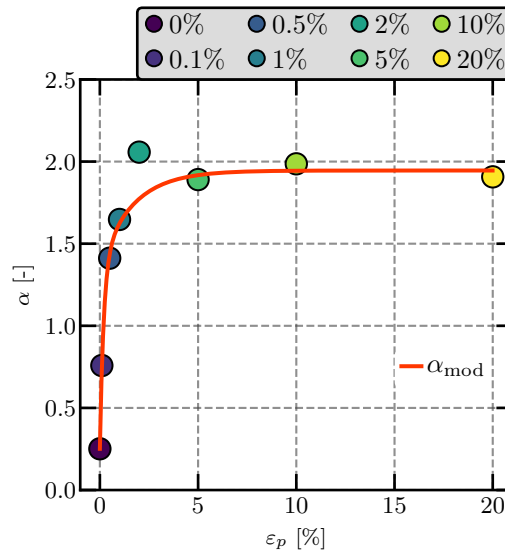
avec a_0 , a_1 , a_2 , b_1 et b_2 des constantes à déterminer (Fig.4.25(a), Tab.4.6).

Pour chaque palier de chargement, l'amplitude et le rapport de charge sont connus, donc la contrainte maximale peut être calculée. Ensuite, grâce à la courbe de traction monotone du matériau, le niveau de déformation plastique induit lors de chaque palier peut être estimé. À partir de la modélisation de l'évolution du régime primaire en fonction du niveau de déformations plastique macroscopique, la valeur du paramètre $\alpha_{\text{mod}}(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}})$ peut être estimée. Par une démarche inverse, l'évolution du paramètre $\alpha_{\text{mod}}(\Sigma_0)$ et du régime primaire en fonction de l'amplitude du chargement est estimée (Fig.4.25(b) et (c)). Les traits verticaux vert et noir représentent respectivement la limite d'élasticité macroscopique R_e et la limite à rupture R_m du matériau. Pour des valeurs d'amplitude de chargement faibles, c'est-à-dire inférieures à la limite d'élasticité, l'amplitude du régime primaire reste constante et suit une pente de 2. Ce régime est théoriquement similaire au régime primaire de l'essai de référence

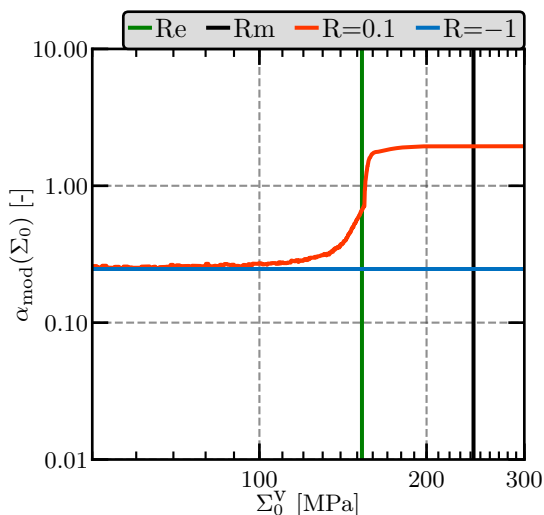
($R = -1$). Ensuite, dès que la limite d'élasticité est franchie, ce régime évolue en fonction des déformations plastiques macroscopiques induites dans le matériau jusqu'à atteindre la saturation du régime, pour un niveau d'environ 2%.

a_0	a_1	a_2	b_1	b_2
0.25	0.97	0.90	717	100

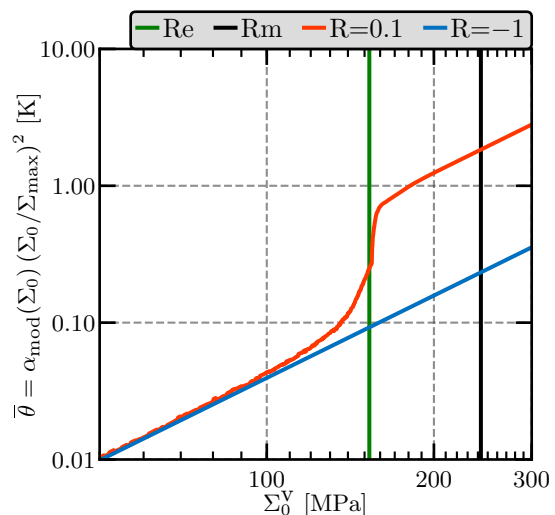
Table 4.6 – Valeurs identifiées des paramètres de la loi $\alpha_{\text{mod}}(E_{p,\text{ini}}^{\text{max}})$



(a) Évolution de α



(b) α_{mod}



(c) Régime primaire

Figure 4.25 – Modélisation du régime primaire en fonction de l'amplitude de chargement Σ_0

Le résultat issu de cette stratégie de post-traitement et les résultats expérimentaux, pour un rapport de charge $R = 0.1$, sont comparés (Fig.4.26). Le modèle représente globalement bien les résultats expérimentaux. Cependant, il faut noter que tous les points expérimentaux semblent correspondre seulement au régime primaire. D'après cette modélisation, le régime

secondaire apparaît pour des contraintes maximales de chargement supérieures à la limite en rupture. C'est pourquoi il n'est pas possible d'avoir de tels points expérimentalement.

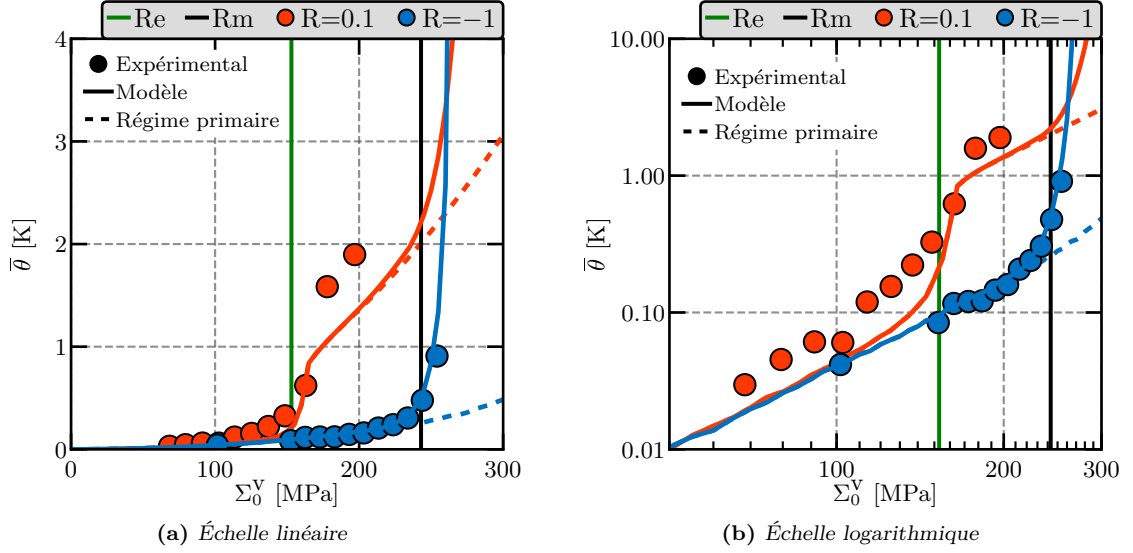


Figure 4.26 – Prise en compte de l'évolution des deux régimes d'Auto-Échauffement en fonction de ε_p lors d'un essai à contrainte moyenne positive ($R = 0.1$)

Les écarts entre le modèle et les résultats expérimentaux peuvent venir de l'estimation du niveau de déformation plastique. En effet, cette estimation est effectuée sur les résultats de l'étude de l'influence d'une pré-déformation plastique initiale où la déformation a été appliquée par un chargement de traction quasi-statique. Or, lors d'un palier d'Auto-Échauffement, la déformation plastique est cyclique. Pour observer ce phénomène, deux essais cycliques représentatifs d'un palier d'Auto-Échauffement ont été réalisés avec un extensomètre. Ils ont été réalisés à rapport de charge $R = 0.1$ et pour des amplitudes de chargement $\Sigma_0 = 168$ MPa et $\Sigma_0 = 180$ MPa (contrainte nominale) pendant 6000 cycles (Fig.4.27(a) et (b)). À partir des mesures de l'extensomètre, l'évolution de la déformation plastique vraie ε_p^v en fonction du nombre de cycles est estimée par

$$\varepsilon_p^v = \varepsilon^v - \left(\frac{\Sigma_0^v}{E} \right) \quad (4.37)$$

avec

$$\varepsilon^v = \ln \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad (4.38)$$

la déformation vraie, E le module d'Young et ΔL l'écartement de l'extensomètre. Elle est comparée à la valeur de la déformation plastique induite lors d'un essai de traction quasi-statique (droite bleue, Fig.4.28(a) et (b)).

Ces résultats montrent bien que la déformation plastique cyclique est différente d'une déformation en traction quasi-statique. Elle dévient supérieure au bout de quelques milliers de cycles, ce qui peut expliquer que la courbe d'Auto-Échauffement expérimentale (pour $R = 0.1$) est légèrement supérieure au modèle (Fig.4.26).

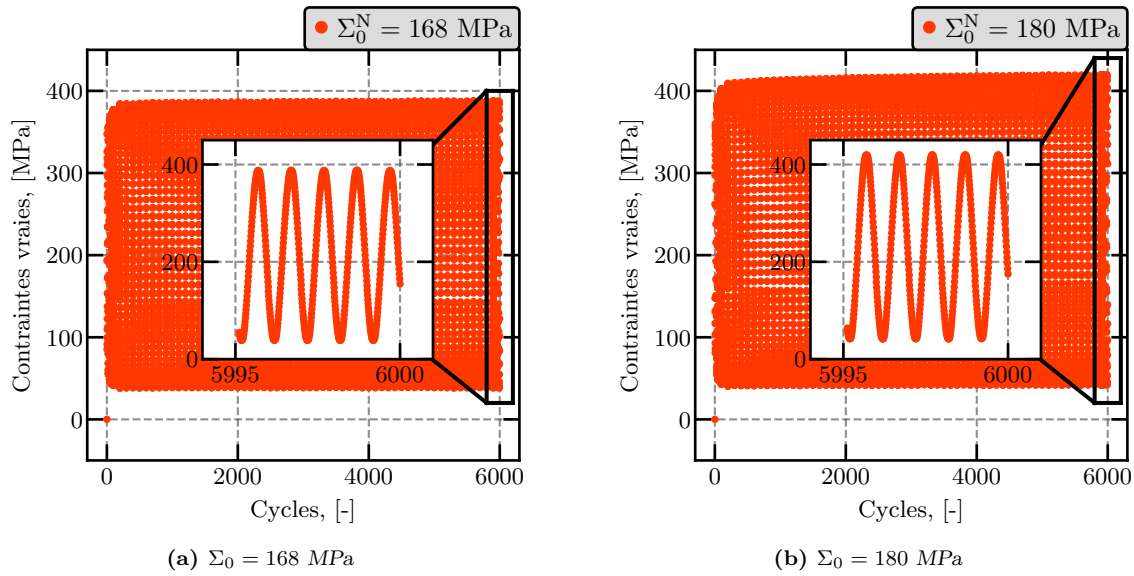


Figure 4.27 – Résultats des essais cycliques avec extensomètre : évolution de la contrainte vraie en fonction du nombre de cycles, pour un rapport de charge $R = 0.1$

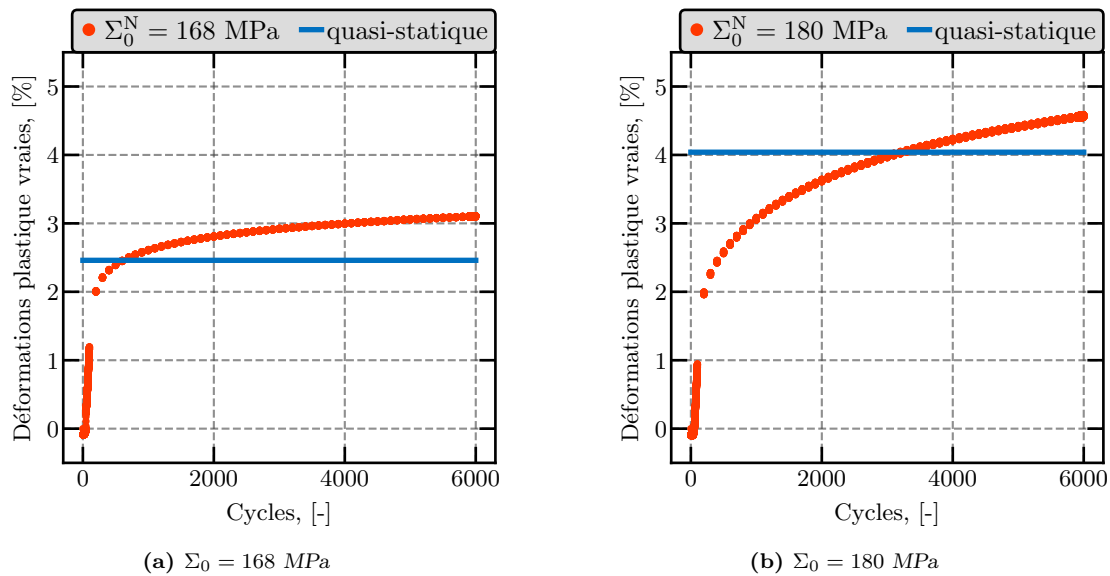


Figure 4.28 – Résultats des essais cycliques avec extensomètre : évolution de la déformation plastique vraie en fonction du nombre de cycles, pour un rapport de charge $R = 0.1$

Cette stratégie d'identification est appliquée pour les différents rapports de charge et est comparée avec les résultats expérimentaux (Fig.4.29). Les droites verticales vertes et noires représentent l'amplitude du chargement conduisant à une contrainte maximale correspondant respectivement à la limite d'élasticité macroscopique et à la limite à rupture. Évidemment, ces valeurs d'amplitude dépendent du rapport de charge pour toujours obtenir la même valeur maximale. Cette nouvelle modélisation rend bien compte de l'influence d'une contrainte moyenne sur les courbes d'Auto-Échauffement sans avoir besoin de paramètres supplémentaires. Pour le matériau considéré, cela tend à montrer que la notion d'effet d'une "contrainte moyenne" est en fait un effet d'état initial du matériau.

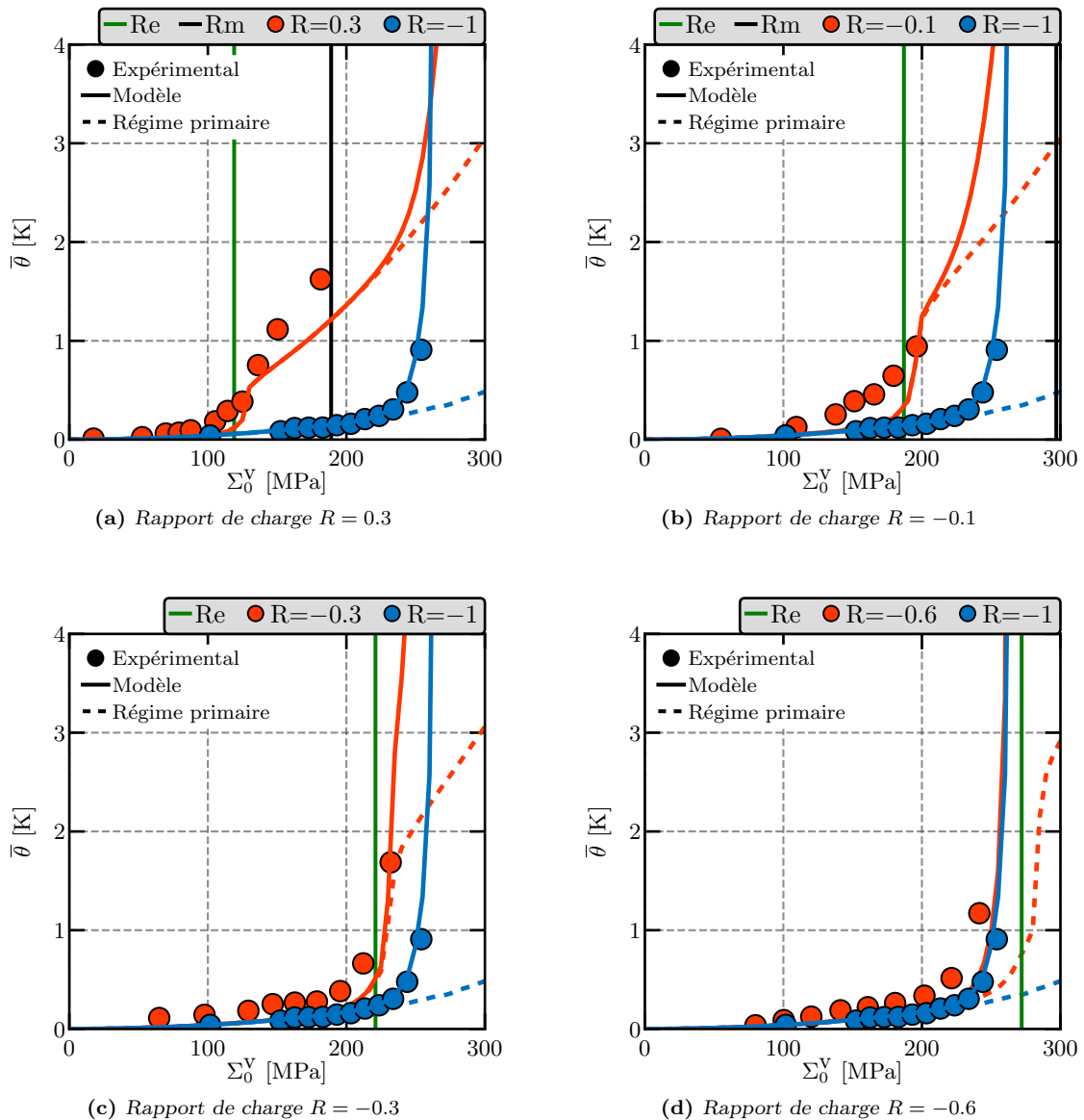


Figure 4.29 – Influence d’une contrainte moyenne positive sur les courbes d’Auto-Échauffement (échelle logarithmique). Les droites verte et noire représentent l’amplitude du chargement conduisant à une contrainte maximale correspondant respectivement à la limite d’élasticité macroscopique (R_e) et à la limite à rupture (R_m) du matériau

4.6 Conclusions

Ce chapitre avait pour objectif de proposer une amélioration du modèle probabiliste à deux échelles, associé aux mesures d’Auto-Échauffement, permettant de rendre compte des effets d’histoire sur l’estimation des propriétés en fatigue d’un matériau. Pour des questions de simplification et parce que seul le régime secondaire est supposé piloter l’estimation des propriétés en fatigue, le régime primaire n’a pas été pris en compte dans ce chapitre. Les modifications de la modélisation sont apportées au régime secondaire.

Deux pistes d’amélioration ont été étudiées :

- la première consistait à modifier le type d’érouissage utilisé pour décrire le comportement plastique de chacun des sites. Initialement dans le modèle, un unique érouissage

cinématique linéaire était utilisé. Dans cette proposition d'amélioration, un écrouissage isotrope adoucissant a été ajouté. Un second écrouissage cinématique, de type non-linéaire, a également été ajouté dans le but de compenser l'effet de l'écrouissage isotrope sur le comportement en traction monotone. Il s'est avéré que cette piste ne permettait pas de rendre compte correctement des effets d'un pré-chargement cyclique initial. En effet, lors de la modélisation d'un essai d'Auto-Échauffement, dès que l'amplitude des paliers devenait supérieure à celle du pré-chargement cyclique, alors aucun effet n'était constaté sur la courbe résultante. Autrement dit, tous les sites participants à l'Auto-Échauffement de ces paliers, c'est-à-dire ceux dont leurs limites d'élasticité microscopique est supérieure à l'amplitude du pré-chargement cyclique, ne se sont pas écrouis pendant ce pré-chargement et donc n'ont vu aucun effet d'histoire. Ceci n'est pas représentatif des résultats expérimentaux ;

- pour la seconde piste étudiée, le comportement de chaque site a été considéré identique à celui utilisé dans le modèle initial, c'est-à-dire l'utilisation d'un unique écrouissage cinématique linéaire. Le but de cette piste était de modifier le nombre de sites s'activant au cours d'une sollicitation cyclique. Pour cela, la loi d'évolution du nombre de sites utilisée dans le Processus Ponctuel de Poisson a été modifiée. Dans le chapitre 3 il a été montré que les déformations plastiques, ou micro-plastiques, pilotaient les effets d'histoire. La variable S_0 , jusqu'alors supposée constante, a été modifiée pour rendre compte de l'évolution du matériau. Dans la nouvelle modélisation, cette variable dépend à la fois du niveau de déformation plastique initiale macroscopique, pour représenter l'effet d'une pré-déformation plastique initiale, et de l'évolution de la déformation plastique cumulée dans le VER, permettant de représenter l'effet d'un pré-chargement cyclique. Cette approche donne des résultats très satisfaisants vis-à-vis de l'estimation des propriétés en fatigue. Elle a été validée par des essais d'Auto-Échauffement et des essais de fatigue à deux blocs de chargement.

Cette nouvelle modélisation proposée permet de rendre compte des effets d'histoire de chargement sur l'estimation des propriétés en fatigue. Il convient de noter que la prise en compte de ces effets dans la modélisation est réalisée sans introduction de variable d'endommagement, comme cela est classiquement fait. Ce choix est justifié par les résultats d'observations de l'évolution des mécanismes de microplasticité et par les mesures d'Auto-Échauffement réalisées. Cela montre bien que l'utilisation des mesures d'Auto-Échauffement permet une identification rapide des propriétés en fatigue et d'apporter des informations pour la modélisation. Cependant, cette nouvelle modélisation pourrait être améliorée afin d'augmenter la précision de la description des courbes d'Auto-Échauffement, et donc l'estimation des propriétés en fatigue. Pour cela, il faudrait prendre en compte l'évolution du régime primaire.

Concernant la modélisation de l'effet de la contrainte moyenne sur les courbes d'Auto-Échauffement, l'évolution du régime primaire a directement été estimée à partir des résultats expérimentaux. Pour le régime secondaire, la procédure consistait à identifier le niveau de déformation plastique macroscopique induit par chacun des paliers de chargement et de modéliser chacun de ces paliers avec un état macroscopique du matériau différent. Les comparaisons entre cette nouvelle modélisation et les résultats expérimentaux valident l'approche proposée.

Conclusion

Deux objectifs d'étude ont été développés dans ce manuscrit. Le premier portait sur l'étude de l'impact d'un effet d'histoire – qu'il soit induit par les procédés de fabrication ou par le chargement en service – sur les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles d'un acier HSLA320 par des mesures d'Auto-Échauffement.

Le second objectif était, dans un premier temps, d'étudier expérimentalement l'impact d'un effet d'histoire sur la réponse des mesures d'Auto-Échauffement. Dans un deuxième temps, et à partir de ces résultats expérimentaux, l'objectif était de proposer une amélioration de la modélisation associée aux mesures d'Auto-Échauffement permettant de rendre compte de ces effets d'histoire sur les courbes d'Auto-Échauffement et d'estimer l'évolution des propriétés en fatigue, impactées par ces effets.

Il a été montré, dans le chapitre 1, que la calibration des critères de fatigue multiaxiaux utilisés lors du dimensionnement en fatigue nécessite généralement la connaissance de la limite d'endurance du matériau identifiée sous sollicitation de cisaillement pur. D'après la littérature, aucune solution existante n'était pleinement satisfaisante afin de réaliser des mesures d'Auto-Échauffement sous un tel chargement. C'est pourquoi un nouveau montage d'essai a été proposé. Le choix a été fait de vouloir adopter une approche thermique 0D, ce qui impose au champ thermique dans la zone utile des éprouvettes de tendre vers un champ homogène afin de faciliter l'analyse des mesures. Pour cela, deux géométries d'éprouvette en forme de disque ont été conçues avec pour objectif d'obtenir un champ de contrainte de cisaillement le plus homogène possible. Une opération de surfacage a été réalisée sur le premier type d'éprouvette, permettant d'obtenir une géométrie de disque avec une épaisseur variable. Le champ de contrainte, analysé numériquement, et le champ thermique observé par les mesures infra-rouge, sont tous les deux homogènes dans la zone utile. Cependant, le couple à transmettre avec cette solution est très important, ce qui conduit à des difficultés de réalisation de l'essai. Pour la deuxième géométrie proposée, des enlèvements de matière, appelés "lumières", ont été réalisés dans le but de réduire le couple maximal à transmettre et ainsi faciliter la réalisation des essais. Ces lumières ont une forme particulière afin que le champ de contrainte soit le plus homogène possible au centre de la zone utile. Cependant, les accidents géométriques induits par ces opérations dégradent localement ce champ de contrainte hors du centre de la zone utile. Néanmoins, ce champ de contrainte est homogène au centre.

Des essais d'Auto-Échauffement ont été réalisés sur ces deux nouvelles géométries d'éprouvettes et les résultats sont très intéressants. Premièrement, les mesures thermiques issues des thermocouples et de la caméra infra-rouge sont similaires et le champ de température sur les deux géométries est homogène dans la zone utile. Ainsi, le choix d'utiliser une approche

thermique 0D est validé : l'utilisation seule de thermocouples pour réaliser cet essai est suffisante. Le second résultat important est la répétabilité de ces essais. Chaque essai des deux géométries d'éprouvettes a été doublé et les résultats sont similaires. L'utilisation de jauges de déformation a permis de valider que le champ de déformation, et donc de contrainte, était bien homogène dans les zones utiles des deux géométries. Enfin, le résultat le plus important concerne l'identification des limites d'endurance en cisaillement par ces essais d'Auto-Échauffement avec des valeurs pour les deux géométries très proches.

Une étude expérimentale de l'impact des effets d'histoire sur les mesures thermiques d'Auto-Échauffement a été réalisée. Les trois effets étudiés concernaient celui d'une pré-déformation plastique initiale, celui d'un pré-chargement cyclique initial et celui d'une contrainte moyenne. Pour les deux premiers effets, les mesures thermiques ont montré que les courbes d'Auto-Échauffement présentaient bien deux régimes avec des pentes similaires (dans une échelle logarithmique). Un décalage de ces courbes en fonction de l'effet d'histoire appliqué a été observé. Ainsi, les évolutions de chacun des deux régimes d'Auto-Échauffement ont pu être analysées. Une étude sur l'observation des mécanismes en surface du matériau a également été réalisée pour différents niveaux de pré-déformation plastique initiale. Cela a permis de montrer que le scénario d'apparition de ces mécanismes était impacté par l'application de cet effet d'histoire.

Pour le cas d'une pré-déformation plastique initiale, une chute de la limite d'endurance, identifiée par des mesures d'Auto-Échauffement, apparaît pour de faibles niveaux de déformations plastiques, puis cette limite augmente pour de plus forts niveaux. Pour le cas d'un pré-chargement cyclique initial, une chute de la limite d'endurance a été observée en fonction de l'amplitude du pré-chargement. Une très faible influence du nombre de cycles appliqué a été constatée. Ce résultat est important. Une évolution des propriétés en fatigue identifiée par des mesures d'Auto-Échauffement a été constatée en ne considérant aucun endommagement dans le matériau. Ces mesures ne rendent pas compte de ce phénomène car par nature elles sont le reflet de l'activité microplastique. Ces résultats tendent à montrer que les effets d'histoire sont pilotés par cette activité microplastique. Donc, l'influence d'un pré-chargement cyclique initial sur les propriétés en fatigue d'un matériau peut être étudiée sans considérer de variable d'endommagement.

Dans cette étude, l'effet de la contrainte moyenne du chargement a été considéré comme un effet d'histoire car la contrainte maximale induite par le chargement peut dépasser la limite d'élasticité macroscopique du matériau. Ce qui a pour conséquence la modification de son état. L'influence de la contrainte moyenne a pu être observée sur les mesures d'Auto-Échauffement. Cependant, les courbes obtenues ne présentaient pas une forme classique. Les régimes d'Auto-Échauffement n'étaient pas clairement identifiables, même si un post-traitement classique (*i.e.*, dépouillement en considérant deux régimes) permettait de rendre compte de cet effet. Le modèle initial ne permettait pas de décrire correctement l'évolution de ces courbes, car l'état du matériau était différent pour chaque palier d'Auto-Échauffement.

Tous les résultats expérimentaux ont permis de montrer l'intérêt des mesures d'Auto-Échauffement pour étudier l'influence des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue.

Enfin, dans le dernier chapitre, une amélioration du modèle initial associé aux mesures d'Auto-Échauffement a été proposée. Ce modèle initial est représenté par un VER composé d'une matrice au comportement élastoplastique (associée au régime primaire) et d'une population de sites potentiellement activables, également aux comportements élastoplastiques (associés au régime secondaire). La loi de comportement des sites activés considère un unique écrouissage cinématique linéaire et l'évolution de l'activation des sites est régie par un Pro-

cessus Ponctuel de Poisson (P.P.P.).

Afin de simplifier l'écriture du nouveau modèle et compte tenu du fait que les propriétés en fatigue sont liées au régime secondaire, seulement ce régime a été considéré dans ce chapitre. Deux pistes d'amélioration ont été étudiées. La première consistait à modifier le comportement plastique des sites dans lesquels le mécanisme de microplasticité, responsable de la ruine par fatigue, se développe. Cette piste ne s'est pas avérée intéressante car elle n'a pas permis pas de rendre compte de tous les effets d'histoire. Néanmoins, elle a conduit à valider le fait que le modèle initial ne permette pas de rendre compte de ces effets. Elle a montré l'importance d'enrichir la modélisation.

Le principe de la seconde piste étudiée était de modifier le scénario d'activation des sites microplastiques. Pour cela, une modification a été apportée sur la loi de densité de sites actifs qui dépendait initialement de l'amplitude de chargement. Une dépendance à la déformation plastique macroscopique initiale et à l'évolution de la déformation plastique cumulée au sein du volume élémentaire représentatif a été ajoutée, en s'inspirant des observations expérimentales du chapitre 3. Après avoir déterminé la nouvelle loi de densité de sites actifs et identifié tous les paramètres associés à cette nouvelle loi, une comparaison entre les réponses à différents effets d'histoire de cette nouvelle modélisation avec les résultats expérimentaux en Auto-Échauffement a été réalisée. Les résultats sont très satisfaisants. Le nouveau modèle rend bien compte des effets d'histoire. Ensuite, des essais de fatigue à deux blocs de chargement à amplitude constante ont été réalisés. Ce type d'essai a été modélisé pour estimer les courbes S-N pour le grade vierge et en considérant différents pré-chargeurs cycliques. Par comparaison avec des courbes S-N expérimentales, le modèle donne une bonne estimation de ces dernières.

Le nouveau modèle permet de rendre compte de l'ordre d'application des deux blocs de sollicitation. C'est-à-dire qu'une différence est observée entre un essai pour lequel l'amplitude du premier bloc de chargement est inférieure à l'amplitude du second bloc, ou inversement.

La dernière étape de validation était d'analyser la réponse du modèle à l'effet d'une contrainte moyenne sur les mesures d'Auto-Échauffement. Cette fois-ci, le régime primaire a dû être pris en compte car il évolue pour chaque palier d'Auto-Échauffement. En prenant en compte cette évolution et en simulant chaque palier d'Auto-Échauffement avec un niveau de déformation plastique macroscopique différent, il a été montré que la réponse du modèle respectait les tendances des résultats expérimentaux.

Cette nouvelle modélisation proposée permet bien de rendre compte de tous les effets d'histoire étudiés.

Les perspectives à court terme sont multiples. Concernant l'essai de cisaillement pur développé, il serait judicieux "d'industrialiser" le montage dans le but de le rendre plus facilement réalisable à une échelle industrielle. Ensuite, il serait intéressant de caractériser en fatigue un grand nombre de grades d'acier du catalogue de produits plats d'ArcelorMittal afin d'obtenir leurs limites d'endurance sous sollicitation de cisaillement pur.

Pour les effets d'histoire du chargement, leurs influences pourraient être étudiées sur plusieurs grades d'aciers différents. Il serait également intéressant d'élargir le spectre de chargeurs considérés (plusieurs blocs de chargeurs, signal aléatoire). Ceci dans l'objectif de valider la nouvelle modélisation proposée pour des chargeurs plus complexes et ainsi tendre vers la caractérisation en fatigue d'une structure sous chargement uniaxial réel.

Sur le plus long terme, deux principales perspectives peuvent être envisagées. La première d'entre elles concerne le caractère multiaxial du chargement. La passerelle entre les mesures d'Auto-Échauffement et les propriétés en fatigue dans le cadre multiaxial a déjà été étudiée

[Poncelet, 2007]. Il serait alors intéressant d'étendre l'étude de l'influence des effets d'histoire de chargement sous sollicitations multiaxiales, ceci dans l'objectif d'arriver à caractériser une structure sous chargement complexe réel.

La seconde perspective qui peut être envisagée est d'étudier l'effet de l'anisotropie du matériau lorsque celle-ci joue un rôle important sur la caractérisation en fatigue d'une structure.

Bibliographie

- [AFNOR, 1991] AFNOR (1991). Produits métalliques - Essais de fatigue : traitement statistique des données. AFNOR.
- [Aguirre-Guerrero et al., 2013] Aguirre-Guerrero, D., Juárez-Hernández, A., Hernández-Rodríguez, M., Morales, R., and Ruiz, I. (2013). The effect of pre-strain on fatigue for a high strength low alloy (hsla) steel. Metalurgija, 52(2) :227–230.
- [Amzallag et al., 1994] Amzallag, C., Gerey, J., Robert, J., and Bahuaud, J. (1994). Standardization of the rainflow counting method for fatigue analysis. International journal of fatigue, 16(4) :287–293.
- [Armstrong and Frederick, 1966] Armstrong, P. and Frederick, C. (1966). A mathematical representation of the multiaxial bauschinger effect. G.E.G.B.
- [ASTM, 2005] ASTM (2005). Test method for shear testing of thin aluminum alloy products. ASTM Int.
- [Basquin, 1910] Basquin, O. (1910). The exponential law of endurance tests. In Proc Am Soc Test Mater, volume 10, pages 625–630.
- [Bastenaire et al., 1971] Bastenaire, F., Pomey, G., and Rabbe, P. (1971). Étude statistique des durées de vie en fatigue et des courbes de wöhler de cinq nuances d'acier. Mtmoires Scient. Revue Mitallurgie, 68(10).
- [Boulanger et al., 2004] Boulanger, T., Chrysochoos, A., Mabru, C., and Galtier, A. (2004). Calorimetric analysis of dissipative and thermoelastic effects associated with the fatigue behavior of steels. International Journal of Fatigue, 26(3) :221–229.
- [Bouvier et al., 2006] Bouvier, S., Haddadi, H., Levée, P., and Teodosiu, C. (2006). Simple shear tests : Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains. Journal of Materials Processing Technology, 172(1) :96–103.
- [Brosius et al., 2011] Brosius, A., Yin, Q., Güner, A., and Tekkaya, A. E. (2011). A new shear test for sheet metal characterization. Steel Research International, 82 :323–328.
- [Brust and Majumdar, 1994] Brust, F. and Majumdar, B. (1994). Load history effects on creep crack growth. Engineering fracture mechanics, 49(6) :809–837.
- [Bulloch, 1991] Bulloch, J. (1991). The influence of mean stress or r-ratio on the fatigue crack threshold characteristics of steels—a review. International journal of pressure vessels and piping, 47(3) :263–292.
- [Cazaud, 1948] Cazaud, R. (1948). La fatigue des métaux.
- [Charkaluk et al., 2002] Charkaluk, E., Bignonnet, A., Constantinescu, A., and Dang Van, K. (2002). Fatigue design of structures under thermomechanical loadings. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 25(12) :1199–1206.

- [Charkaluk et al., 2009] Charkaluk, E. and Constantinescu, A. (2009). Dissipative aspects in high cycle fatigue. Mechanics of Materials, 41(5) :483–494.
- [Chou et al., 2015] Chou, L.-H., Chiou, Y.-C., and Huang, Y.-J. (2015). The effects of pre-cycle damage on subsequent material behavior and fatigue resistance of sus 304 stainless steel. Materials Science and Engineering : A, 636 :320–325.
- [Chrysochoos et al., 2000] Chrysochoos, A. and Louche, H. (2000). An infrared image processing to analyse the calorific effects accompanying strain localisation. International Journal of Engineering Science, 38(16) :1759–1788.
- [Crossland, 1956] Crossland, B. (1956). Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. International conference on fatigue of metals, 6(3) :12.
- [Cugy and Galtier, 2002] Cugy, P. and Galtier, A. (2002). Microplasticity and temperature increase in low carbon steel. In Proceedings of the 8th International Fatigue Conference, Stockholom (Suède).
- [Dang Van, 1973] Dang Van, K. (1973). Sur la résistance à la fatigue des métaux. Sciences et techniques de l'Armement, 47 :641–722.
- [Dang Van et al., 1989] Dang Van, K., Griveau, B., and Message, O. (1989). On a new multiaxial fatigue limit criterion : theory and applications. Biaxial and multiaxial fatigue, 3 :479–496.
- [De et al., 2000] De, A., De Blauwe, K., Vandeputte, S., and De Cooman, B. (2000). Effect of dislocation density on the low temperature aging behavior of an ultra low carbon bake hardening steel. Journal of Alloys and Compounds, 310(1-2) :405–410.
- [Denoual, 1998] Denoual, C. (1998). Approche probabiliste du comportement à l'impact du carbure de silicium : application aux blindages moyens. PhD thesis.
- [Dini et al., 2010] Dini, G., Ueji, R., Najafizadeh, A., and Monir-Vaghefi, S. (2010). Flow stress analysis of twip steel via the xrd measurement of dislocation density. Materials Science and Engineering : A, 527(10-11) :2759–2763.
- [Dixon, W. J. and Mood, A.M., 1948] Dixon, W. J. and Mood, A.M. (1948). A method for obtaining and analyzing sensitivity. Journal of the American Statistical Association, 43(241) :109–126.
- [Doudard, 2004] Doudard, C. (2004). Détermination rapide des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles à partir d'essais d'échauffement. PhD thesis, ENS Cachan.
- [Doudard et al., 2009] Doudard, C. and Calloch, S. (2009). Influence of hardening type on self-heating of metallic materials under cyclic loadings at low amplitude. European Journal of Mechanics-A/Solids, 28(2) :233–240.
- [Doudard et al., 2005] Doudard, C., Calloch, S., Cugy, P., Galtier, A., and Hild, F. (2005). A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 28(3) :279–288.
- [Doudard et al., 2010] Doudard, C., Calloch, S., Hild, F., and Roux, S. (2010). Identification of heat source fields from infrared thermography : Determination of 'self-heating' in a dual-phase steel by using a dog bone sample. Mechanics of Materials, 42(1) :55–62.
- [Doudard et al., 2007] Doudard, C., Hild, F., and Calloch, S. (2007). A probabilistic model for multiaxial high cycle fatigue. pages 107–114.
- [Downing and Socie, 1982] Downing, S. D. and Socie, D. (1982). Simple rainflow counting algorithms. International journal of fatigue, 4(1) :31–40.

- [Eshelby, 1957] Eshelby, J. D. (1957). The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. Proc. R. Soc. London, 241 :376–396.
- [Ezanno, 2011] Ezanno, A. (2011). Caractérisation rapide des propriétés à la fatigue à grand nombre de cycles des matériaux de fonderie à partir d’essais d’auto-échauffement : application aux alliages d’hélices marines. PhD thesis, Université de Bretagne Occidentale.
- [Ezanno et al., 2013] Ezanno, A., Doudard, C., Calloch, S., and Heuzé, J.-L. (2013). A new approach to characterizing and modeling the high cycle fatigue properties of cast materials based on self-heating measurements under cyclic loadings. International Journal of Fatigue, 47 :232–243.
- [Facchinetti et al., 2015] Facchinetti, M., Florin, P., Doudard, C., and Calloch, S. (2015). Identification of self-heating phenomena under cyclic loadings using full-field thermal and kinematic measurements : application to high-cycle fatigue of seam weld joints. Experimental Mechanics, 55(4) :681–698.
- [Fatemi and Stephens, 1987] Fatemi, A. and Stephens, R. (1987). Tensile mean stress effects on uniaxial fatigue behavior of 1045 hr steel. Fatigue’87., 1 :537–546.
- [Fatemi and Yang, 1998] Fatemi, A. and Yang, L. (1998). Cumulative fatigue damage and life prediction theories : a survey of the state of the art for homogeneous materials. International journal of fatigue, 20(1) :9–34.
- [Fischler and Bolles, 1981] Fischler, M. A. and Bolles, R. C. (1981). Random sample consensus : a paradigm for model fitting with applications to image analysis and automated cartography. Communications of the ACM, 24(6) :381–395.
- [Florin, 2015] Florin, P. (2015). Caractérisation rapide des propriétés à la fatigue à grand nombre de cycle des assemblages métalliques soudés de type automobile : vers une nouvelle approche basée sur des mesures thermométriques. PhD thesis, Université de Bretagne Occidentale.
- [Fredriksson et al., 1988] Fredriksson, K., Melander, A., and Hedman, M. (1988). Influence of prestraining and ageing on fatigue properties of high-strength sheet steels. International Journal of Fatigue, 10(3) :139–151.
- [Galtier, 1993] Galtier, A. (1993). Contribution à l’étude de l’endommagement des aciers sous sollicitations uni ou multi-axiales. PhD thesis, Paris, ENSAM.
- [Galtier and Weber, 2006] Galtier, A. and Weber, B. (2006). Fatigue tests on thin sheet materials. pages 1–9.
- [Germain et al., 1983] Germain, P., Nguyen, Q. S., and Suquet, P. (1983). Continuum thermodynamics. Journal of applied mechanics, 50(4b) :1010–1020.
- [Graux, 2017] Graux, N. (2017). Caractérisation et modélisation des propriétés à la fatigue à grand nombre de cycles des aciers cémentés à partir d’essais d’auto-échauffement sous sollicitations cycliques. PhD thesis, Université de Bretagne Occidentale.
- [Gulino and Phoenix, 1991] Gulino, R. and Phoenix, S. (1991). Weibull strength statistics for graphite fibres measured from the break progression in a model graphite/glass/epoxy microcomposite. Journal of Materials Science, 26(11) :3107–3118.
- [Hashin and Rotem, 1978] Hashin, Z. and Rotem, A. (1978). A cumulative damage theory of fatigue failure. Materials Science and Engineering, 34(2) :147–160.
- [Hild, 2017] Hild, F. (2017). Analyses en fatigue à grand nombre de cycles : Apport des approches probabilistes.

- [HILD et al., 1992] HILD, F., BILLARDON, R., and MARQUIS, D. (1992). Heterogeneity of stresses and rupture of brittle materials(heterogenite des contraintes et rupture des materiaux fragiles). Academie des Sciences(Paris), Comptes Rendus, Serie II-Mecanique, Physique, Chimie, Sciences de la Terre et de l'Univers, 315(11) :1293–1298.
- [Hutchinson and Ridley, 2006] Hutchinson, B. and Ridley, N. (2006). On dislocation accumulation and work hardening in hadfield steel. Scripta Materialia, 55(4) :299–302.
- [Jeulin, 1991] Jeulin, D. (1991). Modèles morphologiques de structures aléatoires et de changement d'échelle. PhD thesis, Caen.
- [Kang et al., 2007] Kang, M., Aono, Y., and Noguchi, H. (2007). Effect of prestrain on and prediction of fatigue limit in carbon steel. International journal of fatigue, 29(9-11) :1855–1862.
- [Khosrovaneh and Dowling, 1990] Khosrovaneh, A. and Dowling, N. (1990). Fatigue loading history reconstruction based on the rainflow technique. international journal of fatigue, 12(2) :99–106.
- [Koh and Stephens, 1991] Koh, S. and Stephens, R. (1991). Mean stress effects on low cycle fatigue for a high strength steel. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 14(4) :413–428.
- [Krapez et al., 2000] Krapez, J., Pacou, D., and Bertin, C. (2000). Application of Lock-in Thermography to Rapid Evaluation of Fatigue Limit in Metals. Office national d'études et de recherches aérospatiales.
- [La Rosa et al., 2000] La Rosa, G. and Risitano, A. (2000). Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components, volume 22.
- [Lehr, 1926] Lehr, E. (1926). Die dauerfestigkeit, ihre bedeutung für die praxis und ihre kurzfristige ermittlung mittels neuartiger prüfmaschinen. Glaser's Ann. Gew, 99 :109–114.
- [Lemaitre and Chaboche, 1978] Lemaitre, J. and Chaboche, J. (1978). Aspect phénoménologique de la rupture par endommagement. Journal de mécanique appliquée, 2(3) :317–365.
- [Liu, 1990] Liu, Y. (1990). Influence of shear strain, as a pre-deformation, on the subsequent mechanical properties of A-K steel. Journal of materials processing technology, 21 :51–63.
- [Luong, 1992] Luong, M. P. (1992). Infrared thermography of fatigue in metals. In Thermosense XIV : An Intl Conf on Thermal Sensing and Imaging Diagnostic Applications, volume 1682, pages 222–234. International Society for Optics and Photonics.
- [Mabru and Chrysochoos, 2001] Mabru, C. and Chrysochoos, A. (2001). Dissipation et couplages accompagnant la fatigue des matériaux métalliques. Photo Mécanique 2001, pages 375–382.
- [Maquin et al., 2007] Maquin, F. and Pierron, F. (2007). Refined experimental methodology for assessing the heat dissipated in cyclically loaded materials at low stress levels. Comptes Rendus Mécanique, 335(3) :168–174.
- [Marciniak, 1961] Marciniak, Z. (1961). Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of a copper test subject to torsion. Archiwum Mechaniki Stosowanj, 13 :743–751.
- [Marco and Starkey, 1954] Marco, S. and Starkey, W. (1954). A concept of fatigue damage. Trans. ASME, 76 :627–632.

- [Mareau, 2007] Mareau, C. (2007). Modélisation micromécanique de l'échauffement et de la microplasticité des aciers sous sollicitations cycliques. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech.
- [Mareau et al., 2012] Mareau, C., Favier, V., Weber, B., Galtier, A., and Berveiller, M. (2012). Micromechanical modeling of the interactions between the microstructure and the dissipative deformation mechanisms in steels under cyclic loading. International Journal of Plasticity, 32 :106–120.
- [Matake, 1977] Matake, T. (1977). An explanation on fatigue limit under combined stress. Bulletin of JSME, 20(141) :257–263.
- [Matake and Imai, 1980] Matake, T. and Imai, Y. (1980). Fatigue strength of notched specimen under combined stress. Bulletin of JSME, 23(179) :623–629.
- [McInnes and Meehan, 2008] McInnes, C. and Meehan, P. (2008). Equivalence of four-point and three-point rainflow cycle counting algorithms. International journal of fatigue, 30(3) :547–559.
- [Merklein and Biasutti, 2011] Merklein, M. and Biasutti, M. (2011). Forward and reverse simple shear test experiments for material modeling in forming simulations. International conference on technology of plasticity, Aachen, pages 702–707.
- [Miner, 1945] Miner, M. (1945). Cumulative damage in fatigue. Journal of applied mechanics, 12 :159–164.
- [Miyachi, 1984] Miyachi, K. (1984). A proposal for a planar simple shear test in sheet metals. Sci. Papers RIKEN, 81 :27–42.
- [Moore and Kommers, 1921] Moore, H. and Kommers, J. (1921). Fatigue of metals under repeated stress. Chemical and Metallurgical Engineering, 25(25) :1141–1144.
- [Morabito et al., 2007] Morabito, A., Chrysochoos, A., Dattoma, V., and Galietti, U. (2007). Analysis of heat sources accompanying the fatigue of 2024 t3 aluminium alloys. International Journal of Fatigue, 29(5) :977–984.
- [Morrissey et al., 1999] Morrissey, R., McDowell, D., and Nicholas, T. (1999). Frequency and stress ratio effects in high cycle fatigue of ti-6al-4v. International Journal of Fatigue, 21(7) :679–685.
- [Moshier et al., 2001] Moshier, M., Nicholas, T., and Hillberry, B. (2001). Load history effects on fatigue crack growth threshold for ti-6al-4v and ti-17 titanium alloys. International journal of fatigue, 23 :253–258.
- [Moussy, 1990] Moussy, F. G. P. T. C. (1990). The test of simple shear : experimental techniques and applications to the identification of constitutive laws for metal sheet. In Proceedings of the 16th International Congress IDDRG'90, Borlänge, Sweden.
- [Munier, 2012] Munier, R. (2012). Etude de la fatigue des aciers laminés à partir de l'auto-échauffement sous sollicitation cyclique : essais, observations, modélisation et influence d'une pré-déformation plastique. Thèse de doctorat, Université de Bretagne Occidentale.
- [Munier et al., 2010] Munier, R., Doudard, C., Calloch, S., and Weber, B. (2010). Digital image correlation and infrared measurements to determine the influence of a uniaxial pre-strain on fatigue properties of a dual phase steel. In EPJ Web of Conferences, volume 6, page 37007. EDP Sciences.
- [Munier et al., 2014] Munier, R., Doudard, C., Calloch, S., and Weber, B. (2014). Determination of high cycle fatigue properties of a wide range of steel sheet grades from self-heating measurements. International Journal of Fatigue, 63 :46–61.

- [Munier et al., 2017] Munier, R., Doudard, C., Calloch, S., and Weber, B. (2017). Identification of the micro-plasticity mechanisms at the origin of self-heating under cyclic loading with low stress amplitude. International Journal of Fatigue, 103 :122–135.
- [NF-A03-406, 1993] NF-A03-406 (1993). Fatigue sous sollicitations d’amplitude variable.
- [Nihei et al., 1986] Nihei, M., Heuler, P., Boller, C., and Seeger, T. (1986). Evaluation of mean stress effect on fatigue life by use of damage parameters. International journal of fatigue, 8(3) :119–126.
- [PALIN-LUC, 1996] PALIN-LUC, T. (1996). Fatigue multiaxiale d’une fonte GS sous sollicitations combinées d’amplitude variable. PhD thesis, ENSAM Bordeaux.
- [Palin-Luc et al., 2006] Palin-Luc, T., Banvillet, A., and Vittori, J.-F. (2006). How to reduce the duration of multiaxial fatigue tests under proportional service loadings. International journal of fatigue, 28(5-6) :554–563.
- [Papadopoulos et al., 1997] Papadopoulos, I. V., Davoli, P., Gorla, C., Filippini, M., and Bernasconi, A. (1997). A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals. International Journal of Fatigue, 19(3) :219–235.
- [Pierron, 2018] Pierron, Q. (2018). Caractérisation rapide des propriétés à la fatigue à grand nombre de cycle des assemblages métalliques soudés de type automobile : vers une nouvelle approche basée sur des mesures thermométriques. PhD thesis, ENSTA ParisTech.
- [Pommier, 2016] Pommier, S. (2016). Memory effects in variable amplitude and multiaxial fatigue crack growth : an incremental approach. Procedia Structural Integrity, 2 :50–57.
- [Poncelet, 2007] Poncelet, M. (2007). Multiaxialité, hétérogénéités intrinsèques et structurales des essais d’auto-échauffement et de fatigue à grand nombre de cycles. PhD thesis, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- [Poncelet et al., 2010] Poncelet, M., Doudard, C., Calloch, S., Weber, B., and Hild, F. (2010). Probabilistic multiscale models and measurements of self-heating under multiaxial high cycle fatigue. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 58(4) :578–593.
- [Rauch, 1998] Rauch, E. (1998). Plastic anisotropy of sheet metals determined by simple shear tests. Materials Science and Engineering : A, 241(1) :179–183.
- [Ruble et al., 2011] Rublee, E., Rabaud, V., Konolige, K., and Bradski, G. (2011). Orb : An efficient alternative to sift or surf. In Computer Vision (ICCV), 2011 IEEE international conference on, pages 2564–2571. IEEE.
- [Saintier et al., 2011] Saintier, N., Palin-Luc, T., Bidouard, H., el Dsoki, C., Kaufmann, H., Dumas, C., Völlmecke, F., and Sonsino, C. M. (2011). Overload effects on a ferritic-bainitic steel and a cast aluminium alloy : two very different behaviours. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 42(10) :845–854.
- [Sander et al., 2014] Sander, M., Müller, T., and Lebahn, J. (2014). Influence of mean stress and variable amplitude loading on the fatigue behaviour of a high-strength steel in vhc regime. International Journal of Fatigue, 62 :10–20.
- [Schluter and Sutherland, 1991] Schluter, L. L. and Sutherland, H. J. (1991). User’s guide for life2’s rainflow counting algorithm. Sandia National Laboratories New Mexico and Livermore, California.
- [Sobczyk and Spencer, 1992] Sobczyk, K. and Spencer, B. F. (1992). Random fatigue : from data to theory. Academic Press, Boston, MA.
- [Stromeyer, 1914] Stromeyer, C. (1914). The determination of fatigue limits under alternating stress conditions. Proc. R. Soc. Lond. A, 90(620) :411–425.

-
- [Suresh, 1991] Suresh, S. (1991). Fatigue of Materials.
- [Tashkinov, 1998] Tashkinov, A. (1998). On design cycles counting in regulatory fatigue strength estimation. Nuclear engineering and design, 179(1) :101–107.
- [Todinov, 2001] Todinov, M. (2001). Necessary and sufficient condition for additivity in the sense of the palmgren–miner rule. Computational materials science, 21(1) :101–110.
- [Walker et al., 2017] Walker, J., Thomas, D. J., and Gao, Y. (2017). Effects of shot peening and pre-strain on the fatigue life of dual phase martensitic and bainitic steels. Journal of Manufacturing Processes, 26 :419–424.
- [Weber, 1999] Weber, B. (1999). Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque. PhD thesis, INSA Lyon.
- [Weibull, 1951] Weibull, W. (1951). A statistical distribution function of wide applicability. J Appl Mech, 18 :290–293.
- [Welter, 1937] Welter, G. (1937). Essais d’endurance par traction et compression. Wlad. Inst. Met, 32.
- [Wöhler, 1870] Wöhler, A. (1870). Über die Festigkeits-versuche mit Eisen und Stahl.
- [Yin et al., 2012] Yin, Q., Soyarslan, C., Güner, A., Brosius, A., and Tekkaya, A. E. (2012). A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters. International Journal of Mechanical Sciences, 59(1) :31–43.
- [Yin et al., 2014] Yin, Q., Zillmann, B., Suttner, S., Gerstein, G., Biasutti, M., Tekkaya, A. E., Wagner, M. F. X., Merklein, M., Schaper, M., Halle, T., and Brosius, A. (2014). An experimental and numerical investigation of different shear test configurations for sheet metal characterization. International Journal of Solids and Structures, 51(5) :1066–1074.

Titre : Apports des mesures d'auto-échauffement pour l'étude de la fatigue des aciers : effets d'histoire et cisaillement pur

Mots-clés : *Fatigue à grand nombre de cycles, Mesures d'auto-échauffement, Effets d'histoire de chargement, Essai de cisaillement pur, modèle à deux échelles, acier HSLA*

Résumé : Dans l'industrie automobile, les aciers laminés sont largement utilisés pour réaliser les pièces constitutives d'un véhicule. Les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles de ces produits plats sont généralement déterminées sur le matériau dans son état tel que sortie d'usine (*i.e.*, vierge de toute sollicitation) sous chargements cycliques uniaxiaux à amplitude constante. Cependant, la fabrication de pièce structurelle fait généralement intervenir des étapes de mise en forme qui ont pour conséquence de modifier l'état du matériau et donc d'impacter les propriétés en fatigue. D'autre part, les chargements en service réellement subi par une telle pièce sont souvent multiaxiaux et d'amplitude variable dans le temps. Cette étude a pour but de prendre compte les notions de multiaxialité et d'effets d'histoire de chargement lors de la caractérisation en fatigue par le biais de mesures d'Auto-Échauffement sous chargements cycliques.

La caractérisation en fatigue multiaxiale fait généralement intervenir un critère de fatigue nécessitant la connaissance de la limite d'endurance du matériau sous sollicitation de cisaillement. Comme cette grandeur est difficile à obtenir pour le cas des produits plats, un nouvel essai de cisaillement et deux géométries d'éprouvette en forme de disque sont proposés, permettant d'utiliser des mesures d'Auto-Échauffement. Ainsi, la limite d'endurance sous sollicitation de cisaillement a pu être déterminée.

Dans le but d'étudier l'impact des effets d'histoire sur les propriétés en fatigue, différents essais d'Auto-Échauffement ont été réalisés en considérant différents niveaux de pré-déformation plastique initial, différents pré-chargeurs cycliques et différents rapports de charge. Les résultats obtenus ont permis de proposer un modèle probabiliste à deux échelles permettant d'une part de décrire l'évolution des courbes d'Auto-Échauffement quel que soit l'effet d'histoire étudié et, d'autre part, de donner une bonne estimation de l'influence de ces effets sur les courbes S-N-P.

Title : Contributions of the self-heating measurements on the study of steel fatigue: load history effects and pure shear

Keywords : *High cycle fatigue, Self-heating measurements, Load history effect, Pure shear tests, two-scale model, HSLA steel*

Abstract : In the automotive industry, rolled steels are widely used to produce constituent parts of a car. The high cycles fatigue properties of these flat steel are usually determined in a virgin state of the material (*i.e.*, without preliminary loading) under uniaxial cyclic loading with a constant stress amplitude. However, production of structural parts mostly involves some forming processes that have for consequence to modify the material state and thus to impact the fatigue properties. Furthermore, operational loads condition actually incurred by such a part is often multiaxial and with variable amplitude. The aim of this study is to take into account multiaxial and load history aspects in the fatigue characterization by means of self-heating measurements under cyclic loading.

Multiaxial fatigue characterization usually involves a fatigue criterion that required the endurance limit of the material under a shear loading. But this limit is difficult to obtain for flat steel. That why a new shear test and two new disk-shaped specimens were proposed, permitting the use of self-heating measurements. Thus, the endurance limit of the material under a shear loading was determined.

In order to study the impact of load history effects on fatigue properties, various self-heating tests were performed considering several initial pre-straining levels, several cyclic pre-loading and several load ratios. From these results, a new probabilistic two-scale model was proposed capable of describes self-heating curves with any load history considered and provides a reliable estimation of these load history effects on S-N-P curves.