



HAL
open science

Développement et validation d'un nouveau critère de déformation progressive pour les REPs

Jean Macedo Alves de Lima

► **To cite this version:**

Jean Macedo Alves de Lima. Développement et validation d'un nouveau critère de déformation progressive pour les REPs. Autre. Ecole Centrale de Lyon, 2023. Français. NNT : 2023ECDL0011 . tel-04115878

HAL Id: tel-04115878

<https://theses.hal.science/tel-04115878v1>

Submitted on 2 Jun 2023

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.



NNT : Communiqué le jour de la soutenance

THÈSE DE DOCTORAT

de l'École Centrale de Lyon,
membre de l'Université de Lyon

Ecole Doctorale N°488
(Sciences, Ingénierie, Santé)

Spécialité de doctorat : Mécanique et Ingénierie

Soutenue publiquement le 28 Février 2023 par :

Jean Macedo Alves de Lima

Développement et validation d'un nouveau critère de déformation progressive pour les REPs

Devant un jury composé de :

MAITOURNAM Habibou	Professeur, ENSTA ParisTech	Rapporteur
CALLOCH Sylvain	Professeur, ENSTA Bretagne	Rapporteur
BACROIX Brigitte	DR CNRS, Université Paris 13	Examinatrice
MARTIN Antoine	Ingénieur expert, Framatome	Examineur
BERGHEAU Jean-Michel	Professeur, ECL-ENISE	Directeur de thèse
FEULVARCH Eric	Professeur, ECL-ENISE	Co-directeur de thèse
ANCELET Olivier	Ingénieur expert, Framatome	Invité
CHAPULIOT Stéphane	Ingénieur expert, EDF	Invité
GOURDIN Cédric	Ingénieur expert, CEA	Invité

Affidavit

Je soussigné, Jean MACEDO ALVES DE LIMA, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Jean-Michel BERGHEAU et Eric FEULVARCH, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche.

Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Lyon, le 28 novembre 2022

Résumé

Lors de la conception, la construction et l'exploitation d'un composant nucléaire, il est nécessaire d'assurer l'intégrité de celui-ci quelles que soient les conditions de fonctionnement, nominales ou accidentelles. Dans le cadre de la sûreté, la démonstration de la résistance des composants fondamentaux des circuits primaires et secondaires aux modes de ruine est une nécessité pour valider le dimensionnement de ces structures. Parmi les modes possibles de ruine figure le phénomène de déformation progressive.

De manière générale, le dimensionnement en déformation progressive des composants de centrales nucléaires est réalisé par des méthodes simplifiées ou des analyses inélastiques complètes. D'un point de vue industriel, les deux types d'évaluation ne sont pas satisfaisantes car elles sont soit trop sévères soit trop complexes à mettre en œuvre. Dans ce contexte, ces travaux de thèse visent à développer un nouveau critère industriel et/ou une nouvelle méthodologie de calcul applicables sur des structures complexes.

Le premier chapitre est consacré à l'étude bibliographique, notamment à l'étude du phénomène de déformation progressive. Le deuxième chapitre présente la modélisation du comportement des matériaux métalliques et les méthodes numériques pour simuler les calculs cycliques. Nous proposons une nouvelle méthode d'accélération des calculs cycliques afin de rendre la méthode d'intégration pas à pas plus rapide.

Le troisième chapitre est consacrée à la modélisation des essais COTHAA. Des modèles de comportement sont évalués afin de proposer un modèle capable de décrire la déformation progressive observée sur des structures. Les résultats prédits par une version simplifiée du modèle de Chaboche sont en bon accord avec les mesures expérimentales. Nous montrons également l'aptitude de la nouvelle méthode d'accélération à simuler ces essais. Le quatrième chapitre est dédié à l'étude expérimentale. Dans un premier temps, nous proposons un nouvel essai de déformation progressive : l'essai DEFPROG. Dans un second temps, nous validons le modèle proposé dans le troisième chapitre sur ces résultats expérimentaux. Le cinquième, et dernier chapitre, est consacré à la proposition de la nouvelle méthode pour se prémunir contre le risque de déformation progressive. Nous proposons et validons une nouvelle méthode simplifiée, tout en s'appuyant sur des résultats expérimentaux et des modélisations.

Mots clés : déformation progressive, méthode d'accélération, critère, thermomécanique, Chaboche, expérimentale

Abstract

During the design, construction and operation of a nuclear component, it is necessary to ensure its integrity whatever the operating conditions : nominal or accidental. The demonstration of the components' resistance of the primary and secondary circuits to failure modes is necessary in order to validate the design of these structures. Among the possible failure modes is the phenomenon of ratcheting.

The ratcheting check of nuclear power plant structures is mainly investigated by means of simplified methods or a complete inelastic analysis. Nevertheless, these methods are either conservatives or complex to use and implement. In this context, the aim of this thesis is to develop a new industrial design rule and/or new calculation methodology that is applicable to complex structures.

The first chapter is addressed to the state of the art, in particular to the ratcheting phenomenon. The second chapter presents the modeling of metallic materials and the numerical methods to simulate cyclic calculations. We propose a new method for accelerating cyclic calculations in order to make the step-by-step integration method faster.

The third chapter is devoted to the modeling of COTHAA tests. Constitutive models are evaluated in order to propose a robust model capable of simulating ratcheting. Results predicted by a simplified version of Chaboche model are found in good agreement as compared to experimental measurements. We also show the ability of the new acceleration method to simulate these tests. The fourth chapter is dedicated to the experimental study. We propose a new structural ratcheting test: the DEFPROG test. Secondly, we validate the model proposed in the third chapter on these experimental results. The fifth and last chapter is devoted to the proposal of the new design rule to forecast the risk of ratcheting. We propose and validate a new simplified method, while relying on experimental results and modeling.

Keywords : ratcheting, accelerating methods, design rules, thermomechanical, Chaboche, experimental

Remerciements

Je voudrais tout d'abord remercier la directrice de la recherche Brigitte Bacroix qui a accepté de présider le jury de thèse. Je souhaite également remercier les professeurs Habibou Maitournam et Sylvain Calloch qui ont accepté de rapporter ces travaux de thèse. Et je remercie bien évidemment tous les membres du jury.

J'adresse aussi mes remerciements à Jean-Michel Bergheau et Eric Feulvarch qui m'ont accompagné et guidé tout au long de la thèse. Ce fût un réel plaisir de pouvoir m'imprégner de leur savoir.

Je tiens également à remercier Antoine Martin qui a accepté de m'encadrer et de me transmettre son expertise en matière de déformation progressive. Nos nombreuses discussions à ce sujet m'ont permis à la fois d'aimer et de maudire cette petite déformation progressive.

Merci à tous ceux qui ont participé aux fameuses réunions d'avancement de thèse, plus précisément à Stéphane Chapuliot pour toutes ses questions très pertinentes, Olivier Ancelet pour tous ses conseils et expertise expérimentale et Arnaud Blouin avec qui cette aventure à démarré en 2018.

Je remercie également toute l'équipe du LISN, Cédric Gourdin, Grégory Perez et Lonis Ferkioui qui ont énormément contribué à la partie expérimentale de cette thèse. Un grand merci aux collègues de Framatome qui ont favorisé une ambiance quotidienne agréable. Je souhaite aussi remercier les membres du LTDS, notamment les doctorants et Isabelle Pletto pour son aide et sa joie.

Merci à ma famille et belle-famille pour leur soutien, mes vacances avec vous m'ont certainement aidé à tenir bon durant ces trois ans. Je tiens également à remercier mes amis pour leur encouragements. Mes séjours à Paris ont été plus festives grâce à vous.

Je tiens aussi à remercier infiniment Marie-Alix pour son soutien et ses encouragements quotidien. Cette thèse aurait sûrement été beaucoup plus difficile sans toi. Enfin, une mention spéciale pour le.a nouveau.lle membre de la famille, qui a, à sa façon, collaboré à la finalisation de ces travaux.

Table des matières

Remerciements	v
Table des matières	v
Nomenclature	xvi
Introduction et contexte	1
I Revue bibliographique	4
I.1 Introduction	6
I.2 Aciers inoxydables austénitiques	6
I.3 Phénomène de déformation progressive	11
I.4 Essais de déformation progressive	15
I.5 Méthodes existantes de dimensionnement des structures en déformation progressive	21
I.6 Conclusion	33
II Modélisation et méthodes numériques pour simuler le comportement cyclique des structures métalliques	34
II.1 Introduction	35
II.2 Modélisation du comportement des matériaux métalliques	35
II.3 Méthodes numériques pour réaliser des calculs cycliques	50
II.4 Conclusion	55
III Modélisation et simulation des essais COTHAA	56
III.1 Introduction	57
III.2 Essais COTHAA	57
III.3 Modélisation et simulation du rochet thermique	63
III.4 Conclusion	80
IV Développement d'un nouvel essai de déformation progressive : DEF- PROG	83
IV.1 Introduction	84
IV.2 Essais DEFPROG	84

IV.3 Résultats expérimentaux	95
IV.4 Modélisation et simulation du rochet thermique	101
IV.5 Conclusion	112
V Proposition et évaluation d'une nouvelle méthode pour se prémunir contre le risque de déformation progressive	114
V.1 Introduction	115
V.2 Proposition de la nouvelle méthode élastoplastique simplifiée	115
V.3 Évaluation des méthodes de dimensionnement en déformation progressive	125
V.4 Conclusion	130
Bilan et perspectives	132
Bibliographie	140
Annexes	141
Annexe 1 : D'autres essais COTHAA	142
Annexe 2 : Paramètres des lois de comportement - Matériau COTHAA .	144
Annexe 3 : Profilométrie des essais DEFPROG n°2	146
Annexe 4 : Paramètres des lois de comportement - Matériau DEFPROG	147

Table des figures

I.1	Coupes du diagramme ternaire fer-chrome-nickel pour des teneurs croissantes en nickel [Cunat, 2000]	7
I.2	Conductivité thermique des nuances d'aciers inoxydables [Bogaard, 1985]	8
I.3	Effet Bauschinger [Bergheau, 2019]	9
I.4	Comportement des matériaux métalliques sous sollicitation cyclique symétrique [Lemaitre et al., 2020]	9
I.5	Comportement cyclique des aciers inoxydables austénitiques au cours des essais uniaxiaux	9
I.6	Amplitude de contrainte en fonction de la déformation plastique martensitique d'un acier 304L [Bayerlein et al., 1989]	10
I.7	Influence de l'amplitude et de la mémoire du chargement sur une nuance d'acier 316L [Tanaka et al., 1985]	11
I.8	Influence de la température sous chargement uniaxial d'un acier 316L [Murakami et al., 1989]	11
I.9	Comportements cycliques autour d'une contrainte moyenne non nulle	12
I.10	Influence de l'écrouissage sur la déformation progressive pour un matériau durcissant	13
I.11	Influence de l'écrouissage sur la déformation progressive pour un matériau adoucissant [Hassan and Kyriakides, 1994b]	14
I.12	Influence de l'amplitude chargement sur la déformation progressive sous chargement uniaxial d'un acier 316L	14
I.13	Influence de l'amplitude du chargement sur la déformation progressive sous chargement multiaxial [Portier et al., 2000]	14
I.14	Influence de la contrainte moyenne sur la déformation progressive sous chargement uniaxial d'un acier 316L [Yu et al., 2012]	15
I.15	Influence de la température sur la déformation progressive d'un acier 316L [Delobelle, 1989]	15
I.16	Dispositif d'essai de torsion cyclique avec traction constante [Cousseran et al., 1980]	16
I.17	Géométrie d'une éprouvette de l'essai Ph. Matheron - avant et après essai	17
I.18	Essais à trois barres	18
I.19	Essais BI-TUBE	19
I.20	Dispositif CUMULUS [Couterot et al., 1994]	19

I.21	Principe des essais VINIL	20
I.22	Échantillon LUDION après essai	20
I.23	Classification des contraintes	21
I.24	Méthode des différences centrales	22
I.25	Comportement d'un matériau élastoplastique parfait sous chargement cyclique uniaxial	24
I.26	Illustration de la déduction de la règle des $3S_M$	25
I.27	Illustration du problème suggéré par [Bree, 1967]	26
I.28	Diagramme de Bree	27
I.29	Diagramme de O'Donnell Porowski [O'Donnell and Porowski, 1979]	28
I.30	Diagramme d'efficacité	29
I.31	Détermination de la contrainte de Neuber σ_N	30
I.32	Détermination de la contrainte primaire σ_p	31
I.33	Détermination de ξ	32
II.1	Direction du taux de déformation plastique pour une condition de chargement	36
II.2	Évolution du domaine d'élasticité en présence d'un écrouissage cinématique	37
II.3	Évolution du domaine d'élasticité en présence d'un écrouissage isotrope	38
II.4	Réponse du modèle de Prager pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]	39
II.5	Réponse du modèle de Prager pour des essais de déformation progressive [Bari and Hassan, 2000]	40
II.6	Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling en traction monotone	40
II.7	Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]	41
II.8	Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling pour des essais de déformation progressive	41
II.9	Réponse du modèle d'Armstrong-Frederick pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]	42
II.10	Réponse du modèle d'Armstrong-Frederick pour un essai de rochet 1D	43
II.11	Réponse du modèle de Chaboche	44
II.12	Représentation spatiale du nouveau terme introduit par Ohno-Wang	45
II.13	Réponse du modèle d'Ohno-Wang pour des essais de rochet 2D [Chen et al., 2005]	45
II.14	Réponse du modèle de Chen-Jiao-Kim pour des essais de rochet 2D [Chen et al., 2005]	46
II.15	Cycles stabilisés pour différentes amplitudes de déformation sur l'acier 316L [Chaboche et al., 1979]	48

II.16 Surface d'écoulement définissant la mémoire d'écrouissage dans l'espace des déformations plastiques	49
II.17 Courbes matériaux	50
II.18 Méthode d'intégration pas à pas	52
II.19 Prédiction initiale U^0	52
II.20 Principe de la méthode des sauts de cycle [Herbland, 2009]	53
III.1 Dispositif COTHAA	57
III.2 Illustration du chargement thermomécanique	58
III.3 Principe de l'essai COTHAA	59
III.4 Courbes monotones	60
III.5 Courbes cycliques réduites	60
III.6 Géométrie et instrumentation de la maquette COTHAA comportant une discontinuité brutale [Cabrillat et al., 1997]	61
III.7 Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant le chauffage et le début du refroidissement de l'essai 8 [Cabrillat and Allegre, 1996]	62
III.8 Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles	63
III.9 Illustration de l'interaction entre les phénomènes physiques pendant les simulations COTHAA	64
III.10 Modèle COTHAA 2D	64
III.11 Conditions aux limites électrocinétique-thermique	67
III.12 Comparaison entre les modèles 2AF et les courbes expérimentales	70
III.13 Comparaison entre les modèles AFP et les courbes expérimentales	70
III.14 Comparaison entre le modèle SC et les courbes expérimentales	71
III.15 Conditions aux limites mécaniques	72
III.16 Déroulement du calcul cyclique	72
III.17 Évolution temporelle sur le TC12 pendant le chauffage - Étude de sensibilité sur ΔV	73
III.18 Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentales et numériques pendant le chauffage et le début du refroidissement	74
III.19 Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples numériques pendant le chauffage et le début du refroidissement	74
III.20 Champ de déplacement radial de l'essai 8 au 100ème cycles	75
III.21 Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons des modèles de comportement identifiés sur les courbes cycliques au résultat expérimental	76

III.22	Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons des modèles de comportement identifiés sur les courbes monotones au résultat expérimental	77
III.23	Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons du modèle SC aux résultats expérimentaux	77
III.24	Écart de la déformation circonférentielle maximale entre les simulations avec le modèle SC et les résultats expérimentaux	78
III.25	Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : réponse mécanique	79
III.26	Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : temps de CPU en 2D	79
III.27	Modèle COTHAA 3D	80
III.28	Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : temps de CPU en 3D	81
IV.1	Dispositif PROFATH (figures extraites de [Gourdin et al., 2018a])	85
IV.2	Illustration du chargement thermomécanique des essais PROFATH	86
IV.3	Illustration du chargement thermomécanique des essais DEFPROG	86
IV.4	Caractérisation mécanique monotone	87
IV.5	Cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 20°C	88
IV.6	Cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 200°C	88
IV.7	Éprouvette DEFPROG	89
IV.8	Emplacement des jauges de déformation	90
IV.9	Géométrie et position des spires	90
IV.10	Pilotage des essais	91
IV.11	Thermocouples positionnés sur la génératrice 1 et emplacement du mouchetis	92
IV.12	Emplacement des thermocouples : Éprouvette DEFPROG	92
IV.13	Dispositif de stéréo-corrélation d'images	93
IV.14	Dispositif de profilométrie	94
IV.15	Position des génératrices 1', 2' et 3'	94
IV.16	DEFPROG n°1 - Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle	96
IV.17	DEFPROG n°1 - Évolutions temporelles des différences de température entre les thermocouples pendant un cycle	96
IV.18	DEFPROG n°1 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles	97
IV.19	DEFPROG n°1 - Profilométries sur la génératrice 2' au cours des cycles	97

IV.20	DEFPROG n°2 - Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle	98
IV.21	DEFPROG n°2 - Évolutions temporelles des différences de température entre les thermocouples pendant un cycle	98
IV.22	DEFPROG n°2 - Évolutions des différences de température entre les thermocouples au cours des cycles	99
IV.23	DEFPROG n°2 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles	99
IV.24	DEFPROG n°2 - Profilométries sur la génératrice 1' au cours des cycles .	100
IV.25	DEFPROG n°2 - Évolution du déplacement axial sur la génératrice 3' au cours des cycles à -50mm et +50mm du plan médian	100
IV.26	Modèle DEFPROG	101
IV.27	Organigramme de la procédure de résolution du problème magnéto-thermique	102
IV.28	Conditions aux limites magnéto-thermique	103
IV.29	Comparaison entre le modèle SC et les courbes monotones expérimentales	104
IV.30	Confrontation des résultats des simulations aux cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 20°C	104
IV.31	Confrontation des résultats des simulations aux cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 200°C	105
IV.32	Conditions aux limites mécaniques	106
IV.33	DEFPROG n°1 - Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle	107
IV.34	DEFPROG n°2 - Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle	107
IV.35	DEFPROG n°1 - Comparaisons des évolutions temporelles des différences de température sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle	108
IV.36	DEFPROG n°2 - Comparaisons des évolutions temporelles des différences de température sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle	108
IV.37	DEFPROG n°1 - Évolutions de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux	109
IV.38	DEFPROG n°1 - Profilométries sur la génératrice 2' au cours des cycles : Comparaison des résultats de la simulation aux résultats expérimentaux .	109
IV.39	DEFPROG n°2 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux	110

IV.40	DEFPROG n°2 - Évolution du pas de rochet au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux	110
IV.41	DEFPROG n°2 - Profilométries sur la génératrice 1' au cours des cycles : Comparaison des résultats de la simulation aux résultats expérimentaux .	111
IV.42	DEFPROG n°2 - Évolution du déplacement axial sur la génératrice 3' au cours des cycles à -50mm et +50mm du plan médian : Comparaison du résultat de la simulation au résultat expérimental	111
IV.43	Écart de la déformation circonférentielle maximale entre les simulations avec le modèle SC et les résultats expérimentaux.	112
V.1	Détermination de $\delta\varepsilon_{lim}^p$	116
V.2	$\delta\varepsilon_{lim}^p$ en fonction de la température θ	116
V.3	Domaine d'adaptation	118
V.4	Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : utilisation du domaine d'adaptation	121
V.5	Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : proposition du nouveau domaine d'admissibilité	122
V.6	Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : validation du nouveau domaine d'admissibilité	124
V.7	Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : tous les cas analysés	124
V.8	Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et la règle des $3S_M$	126
V.9	Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et le diagramme de Bree	128
V.10	Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et le diagramme d'efficacité	130
A.1.1	Géométrie et instrumentation des maquettes COTHAA ayant des géométries correspondant aux tracés de conception industrielle	142
A.3.1	DEFPROG n°1 - profilométrie sur la génératrice 2' au cours des cycles .	146
A.3.2	DEFPROG n°1 - profilométrie sur la génératrice 3' au cours des cycles .	146

Liste des tables

I.1	Composition chimique des nuances d'aciers 304L et 316L	7
I.2	Caractéristiques en traction des aciers 304L et 316L	8
I.3	Comportement de la structure selon le diagramme de Bree.	27
III.1	Propriétés électriques et thermiques [Bogaard et al., 1993, RCC-MRx, 2018]	59
III.2	Propriétés thermomécaniques [RCC-MRx, 2018]	59
III.3	Expériences COTHAA [Cabrillat and Meziere, 1997]	62
III.4	Identification des modèles de comportement	69
IV.1	Caractéristiques en traction des aciers COTHAA et DEFPROG	87
IV.2	Caractéristiques cycliques des aciers COTHAA et DEFPROG	88
IV.3	Emplacement possible des thermocouples	92
IV.4	Expériences DEFPROG	95
V.1	Étude numérique sur le problème de Bree	119
V.2	Essais Ph. Matheron : Conditions de chargements et résultats expérimentaux	120
V.3	Étude numérique sur le problème de Bree comportant une discontinuité géométrique brutale	123
V.4	Étude expérimentale sur les essais COTHAA	123
V.5	Étude sur les essais DEPROG	123
V.6	Application de la règle des 3SM : Bree et Essais Ph. Matheron	125
V.7	Application de la règle des 3SM : Bree discontinuité, COTHAA et DEFPROG	126
V.8	Application de la règle du diagramme de Bree	127
V.9	Application de la règle du diagramme d'efficacité : Bree et Essais Ph. Matheron	129
V.10	Application de la règle du diagramme d'efficacité : Bree discontinuité, COTHAA et DEFPROG	129
A.1.1	D'autres expériences COTHAA	143
A.2.1	Modèle 2AF-1	144
A.2.2	Modèle 2AF-2	144
A.2.3	Modèle AFP-1	144
A.2.4	Modèle AFP-2	145
A.2.5	Modèle SC	145
A.4.1	Modèle SC	147

Nomenclature

Abréviation

ASME The American Society of Mechanical Engineering

CEA Le Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives

DEFPROG DEFormation PROGgressive

EDF Électricité de France

HPP Hypothèse des Petites Perturbations

LISN Laboratoire d'Intégrité des Structures et de Normalisation

PROFATH PROpagation de fissures par FATigue THERmomécanique

REP Reacteur à eau pressurisée

RCC-M Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des îlots nucléaires REP

RCC-MRx Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des installations nucléaires hautes températures, expérimentales et de fusion

Alphabet Grec

$\Delta\varepsilon$ Amplitude de déformation

ΔV Différence de potentiel électrique (V)

ε^e Déformation élastique

ε^p Déformation plastique

ε Déformation totale

$\delta\varepsilon_{rochet}^p$ Pas de rochet

ε_r^p Rochet

λ Conductivité thermique (W/m.K)

$\dot{\lambda}$ Multiplicateur plastique

μ Conductivité électrique (S/m)

μ_0 Perméabilité du vide (H/m)

ν Coefficient de poisson

ρ Masse volumique (kg/m^3)

σ Tenseur des contraintes (MPa)

θ Température (°C)

Alphabet Romain

c_p Chaleur spécifique (J/kg.K)

\mathbb{C} Tenseur des rigidités élastiques d'ordre quatre

\mathbf{E} Champ électrique (V/m)

E Module d'Young (MPa)

h Coefficient d'échange ($W/^\circ C.m^2$)

\mathbf{J} Densité de courant électrique (A/m^2)

$J(\sigma - \mathbf{X})$ Invariant de von Mises (MPa)

\mathbf{K}_T Matrice tangente

N Nombre de cycles

\mathbf{n} Normale unitaire au domaine d'élasticité

P_{eff} Contrainte efficace (MPa)

P Contrainte primaire (MPa)

p Déformation plastique équivalente cumulée

p_i Pression interne (MPa)

Q Contrainte secondaire (MPa)

R Variable d'écrouissage isotrope (MPa)

$R_{p0.2}$ Limite conventionnelle d'élasticité à 0,2% de déformation plastique (MPa)

R_M Résistance à la traction (MPa)

S_M Contrainte admissible (MPa)

S_y, σ_y Limite d'élasticité (MPa)

SR Taux de secondarité

\mathbf{S} Déviateur de σ (MPa)

\mathbf{X} Variable d'écrouissage cinématique (MPa)

Notations mathématiques

\mathbf{A} Vecteur ou tenseur d'ordre 2

$\mathbf{A} : \mathbf{B}$ Produit doublement contracté de deux tenseurs

$Tr(\mathbf{A})$ Trace de \mathbf{A}

\mathbf{I} Tenseur identité

$\langle x \rangle$ Crochets de Macauley

Introduction et contexte

Lors de la conception, la construction et l'exploitation d'un composant nucléaire, il est nécessaire d'assurer l'intégrité de celui-ci quelles que soient les conditions de fonctionnement, nominales ou accidentelles. Dans le cadre de la sûreté, la démonstration de la résistance des composants fondamentaux des circuits primaires et secondaires aux modes de ruine est une nécessité pour valider le dimensionnement de ces structures. Parmi les modes possibles de ruine figure le phénomène de déformation progressive.

Dans l'ensemble, ce phénomène peut se manifester lorsqu'une structure est soumise à une contrainte alternée (déplacement imposé, température variable) associée à une contrainte moyenne non nulle (poids propre, pression). Il se caractérise par l'apparition, à chaque cycle de chargement, d'un incrément de déformation qui conduit la structure à s'éloigner de sa forme initiale. Il peut également amplifier les effets d'autres sources potentielles de dégradation jusqu'à invalider les méthodes de dimensionnement des dits dommages. Comme des composants de centrales nucléaires sont soumis à des chargements de ce type, ils sont susceptibles de subir ce dommage et, par conséquent, leur tenue mécanique doit être démontrée. Le phénomène de déformation progressive est généralement observé sur des composants de générateurs de vapeur, d'échangeurs ou de tuyauteries.

De manière générale, le dimensionnement en déformation progressive des composants de centrales nucléaires est réalisé par les approches suivantes :

- élastiques et simplifiées : les résultats sont facilement accessibles par des modélisations par éléments finis mais reposent sur des hypothèses très conservatives. Ainsi, celles-ci limitent les possibilités de vérification des critères,
- inélastiques complètes : les calculs inélastiques (ici élastoplastiques) permettent de mieux représenter le comportement de l'ensemble de la structure. Cependant, ces calculs sont souvent complexes et longs car il est nécessaire de simuler plusieurs cycles voire des centaines de cycles pour déterminer l'état limite du matériau.

Depuis plusieurs décennies, de nombreuses recherches ont été réalisées sur la modélisation de ce phénomène, notamment sur des matériaux métalliques, afin de développer des critères plus réalistes. Malgré ces efforts, la modélisation, pour des structures complexes sous chargements complexes, ainsi que les règles de dimensionnement restent un domaine qui nécessite encore beaucoup de progrès.

Dans ce contexte, ces travaux de thèse visent à développer un nouveau critère industriel et/ou une nouvelle méthodologie de calcul applicables sur des structures complexes en acier inoxydable austénitique (316L, 304L, ...). Ce nouveau critère et/ou cette nouvelle méthodologie devront être moins sévères que les règles habituellement utilisées et applicables sans calculs complexes. De plus, ils devront être validés de manière robuste

pour convaincre les différents acteurs participant aux démonstrations de sûreté et à la codification.

La démarche suivie consiste à analyser et décrire le comportement physique du phénomène. Pour cela, nous allons utiliser différentes lois de comportement, plus précisément des lois dites « simples », pour modéliser des essais de déformation progressive existants, notamment des essais dits de structure. Nous développons également un nouvel essai de référence afin d'enrichir la base de données des essais de déformation progressive. Celui-ci permettra, entre autres, de valider une ou plusieurs lois de comportement identifiées sur des essais existants. En s'appuyant sur ces éléments, autrement dit sur des observations expérimentales et numériques, l'objectif final est de proposer et de valider une nouvelle règle d'analyse à la déformation progressive moins conservatrice que les règles existantes.

Ce manuscrit s'articule autour de cinq chapitres :

Le premier chapitre est consacré à l'étude bibliographique. Nous exposons tout d'abord le comportement mécanique des aciers inoxydables austénitiques, notamment le comportement sous sollicitations monotones et cycliques symétriques. Puis, le phénomène de déformation progressive est décrit. Les influences de l'érouissage, de l'amplitude du chargement, de la contrainte moyenne et de la température sont abordées. Ensuite, nous dressons un bilan des essais de déformation progressive qui ont pu être réalisés dans les dernières décennies. Nous terminons ce premier chapitre par la présentation des méthodes de dimensionnement en déformation progressive.

Le deuxième chapitre présente la modélisation du comportement des matériaux métalliques et les méthodes numériques pour simuler les calculs cycliques. Des modèles de comportement développés pour décrire la réponse cyclique des matériaux, dont la déformation progressive, sont introduits. Nous discutons également de l'identification des paramètres de ces derniers. Enfin, nous proposons une nouvelle méthode d'accélération des calculs cycliques afin de rendre la méthode d'intégration pas à pas plus rapide.

Le troisième chapitre décrit les essais COTHAA. Ces essais font partie d'une campagne d'essai réalisée par le CEA, EDF et Framatome dans les années 1990. La première partie est dédiée à la présentation des essais et des résultats expérimentaux. La seconde partie est consacrée à la modélisation. Les modèles de comportement présentés dans le deuxième chapitre sont évalués afin de proposer un modèle capable de décrire la déformation progressive observée sur des structures. Nous évaluons également l'aptitude de la nouvelle méthode d'accélération à simuler les essais COTHAA.

Le quatrième chapitre est dédié à l'étude expérimentale. Dans un premier temps, nous proposons un nouvel essai de déformation progressive : l'essai DEFPROG. La caractérisation du matériau, les dispositifs de chargement et de mesure sont décrits. Dans un second temps, nous présentons les résultats de simulation numérique des essais DEFPROG. Cette partie est principalement consacrée à la validation du modèle proposé dans le troisième chapitre.

Le cinquième, et dernier chapitre, est consacré à la proposition de la nouvelle méthode pour se prémunir contre le risque de déformation progressive. En s'appuyant sur les éléments présentés dans les deux premiers chapitres, sur les résultats expérimentaux

et les modélisations abordés dans le troisième et le quatrième chapitre, une nouvelle méthode simplifiée est proposée et validée. Nous évaluerons également la pertinence de cette méthode vis-à-vis des règles habituellement utilisées.

CHAPITRE I

Revue bibliographique

Sommaire

I.1	Introduction	6
I.2	Aciers inoxydables austénitiques	6
I.2.1	Comportement sous sollicitation monotone	7
I.2.2	Comportement sous sollicitation cyclique symétrique	8
I.2.2.1	Influence de l'amplitude et de la mémoire du chargement	10
I.2.2.2	Influence de la température	10
I.3	Phénomène de déformation progressive	11
I.3.1	Description du phénomène	12
I.3.2	Influence de l'écrouissage	13
I.3.3	Influence de l'amplitude du chargement et de la contrainte moyenne	13
I.3.4	Influence de la température	15
I.4	Essais de déformation progressive	15
I.4.1	Essais de traction-compression avec contrainte moyenne non nulle	16
I.4.2	Essais de torsion cyclique avec traction constante	16
I.4.3	Essais de traction-compression avec pression interne constante	17
I.4.4	Essais de rochet thermique	17
I.4.4.1	Essais à 2 ou 3 barres	17
I.4.4.2	Essais BI-TUBE	18
I.4.4.3	Essais CUMULUS	19
I.4.4.4	Essais VINIL	19
I.4.4.5	Essais LUDION	20
I.4.4.6	Essais COTHAA	20
I.5	Méthodes existantes de dimensionnement des structures en déformation progressive	21
I.5.1	Rappel des termes d'analyse	21
I.5.1.1	Classification des contraintes	22
I.5.1.2	Contraintes équivalentes	22
I.5.1.3	Classification des déformations	23
I.5.2	Méthodes élastiques et simplifiées	23
I.5.2.1	Règle des $3S_M$	23
I.5.2.2	Diagramme de Bree	26

I.5.2.3	Diagramme de O'Donnell Porowski	27
I.5.2.4	Diagramme d'efficacité	29
I.5.2.5	Méthode de Gatt	31
I.5.2.6	Méthode de Taleb	31
I.5.3	Méthodes inélastiques complètes	32
I.6	Conclusion	33

I.1 Introduction

Pendant toute la durée de vie d'une centrale nucléaire, de nombreux composants, notamment ceux en acier inoxydable austénitique, subissent les variations de température et donc des chargements thermiques. Ces variations associées aux efforts imposés induits par la pression interne ou par le poids propre peuvent nuire au comportement de structure. On parle du phénomène de déformation progressive.

L'objectif de cette revue bibliographique est de présenter le comportement cyclique des aciers inoxydables austénitiques quand ils sont exposés à la déformation progressive.

Cette revue s'articule autour de quatre parties. La première partie est consacrée à la présentation générale des aciers inoxydables austénitiques. Les deuxième et troisième parties abordent le phénomène de déformation progressive. Celles-ci font un bilan des études qui ont pu être menées sur ce phénomène. Ces parties permettront d'identifier les différents paramètres ayant une influence sur la déformation progressive. Enfin, la quatrième et dernière partie est consacrée aux méthodes de dimensionnement en déformation progressive dans les codes nucléaires.

I.2 Aciers inoxydables austénitiques

L'acier est un alliage métallique très utilisé dans le milieu industriel, notamment dans les secteurs aéronautique, naval et nucléaire. Cet alliage est constitué d'au moins deux éléments fer-carbone et, en fonction de l'application industrielle, d'autres éléments peuvent être additionnés afin d'en améliorer les propriétés. Parmi les familles d'acier, nous nous intéressons aux aciers inoxydables austénitiques qui sont connus pour avoir une excellente résistance à la corrosion et une bonne ductilité. Ces derniers sont caractérisés par la présence de teneurs en chrome, comprises entre 17 et 20%, et en nickel, comprises entre 7 et 25% en masse.

L'ajout de chrome à sa composition chimique améliore nettement sa résistance à la corrosion. Néanmoins, la présence de cet élément favorise l'apparition de la phase ferritique α . L'addition de nickel est alors nécessaire pour élargir le domaine austénitique ([figure I.1](#)). De plus, l'ajout de molybdène permet d'augmenter la résistance à la corrosion dans presque tous les milieux.

Sa grande ductilité est assurée par sa structure cristallographique cubique à faces centrées CFC et donc la phase austénitique. Cependant, cette phase est instable à température ambiante. Un traitement thermique d'hypertrempe est ainsi réalisé. Celui-ci vise à acquérir, à température ambiante, une structure austénitique homogène. Ce traitement est divisé en trois étapes :

1. chauffage entre 1000 et 1150°C,
2. maintien de la température atteinte et homogénéisation des éléments d'addition,
3. refroidissement très rapide dans l'air ou dans l'eau.

Les compositions chimiques des deux nuances d'aciers qui sont très utilisées dans les centrales nucléaires sont présentées dans le [tableau I.1](#). Ces deux matériaux seront étudiés dans cette thèse.

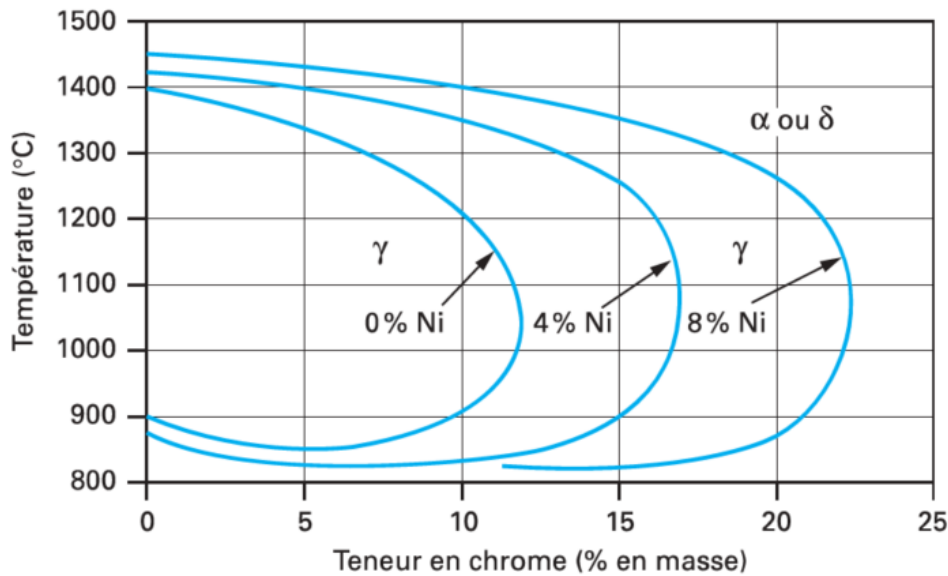


FIGURE I.1 – Coupes du diagramme ternaire fer-chrome-nickel pour des teneurs croissantes en nickel [Cunat, 2000]

Acier	Désignation AFNOR	Principaux éléments d'addition en % masse			
		C_{max}	Cr_{gamme}	Ni_{gamme}	Mo_{gamme}
304L	X2CrNi18-9 X2CrNi19-11	0,02	18-19	9-11	-
316L	X2CrNiMo17-12-2 X2CrNiMo17-12-3 X2CrNiMo18-14-3	0,02	17-18	12-14	2-3

TABLE I.1 – Composition chimique des nuances d'aciers 304L et 316L

Par rapport aux autres nuances d'acier inoxydable, les aciers austénitiques ont une faible conductivité thermique et un fort coefficient de dilatation thermique. C'est pourquoi, lors d'un cyclage thermique, ces alliages sont plus sensibles à la fatigue thermique. Concernant les propriétés thermiques des nuances 304 et 316, Bogaard [Bogaard, 1985] a observé que la conductivité thermique de la nuance 316 est légèrement inférieure à celle de la nuance 304 (figure I.2). Celle-ci sera prise en compte lors de la modélisation des essais COTHAA (cf. paragraphe III.3) et DEFPROG (cf. paragraphe IV.4).

I.2.1 Comportement sous sollicitation monotone

Les aciers inoxydables austénitiques possèdent une limite d'élasticité faible, entre 200 et 300 MPa, et une importante résistance à la rupture, entre 450 et 500 MPa. Comme il a été mentionné auparavant, ces aciers sont également réputés pour leur grande ductilité qui se traduit par un grand allongement à la rupture pouvant aller jusqu'à 60%.

De plus, la limite d'élasticité et la résistance à la rupture décroissent en fonction de la température. Le tableau I.2 résume les principales propriétés minimales des aciers 304L et 316L à température ambiante et à 350°C, selon le RCC-MRx [RCC-MRx, 2018]. De manière générale, les propriétés mécaniques de l'acier 316L sont habituellement supé-

rieures à celles de l'acier 304L.

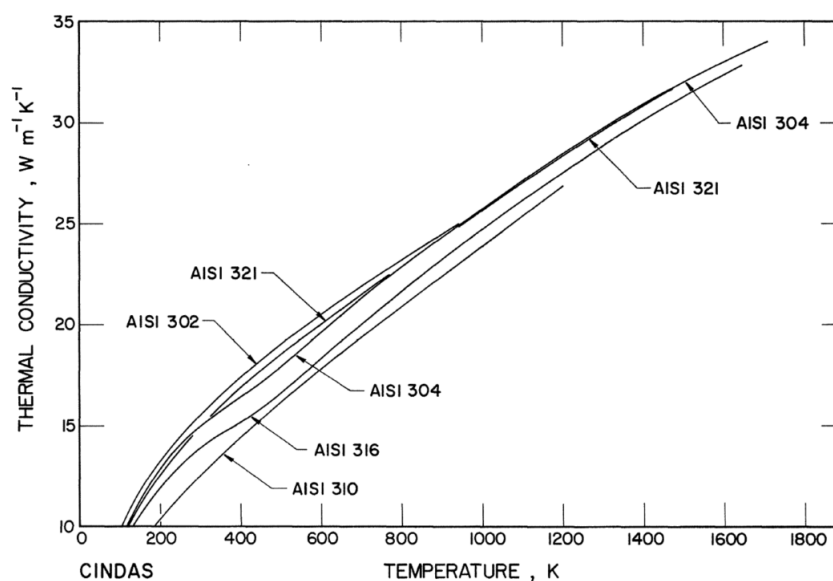


FIGURE I.2 – Conductivité thermique des nuances d'aciers inoxydables [Bogaard, 1985]

Acier	Température (°C)	$R_{p0.2}$ (MPa)	R_M (MPa)
304L	20	175	450
	350	94	340
316L	20	190	480
	350	99	380

TABLE I.2 – Caractéristiques en traction des aciers 304L et 316L

I.2.2 Comportement sous sollicitation cyclique symétrique

La réponse cyclique d'un matériau métallique est souvent étudiée à l'aide d'essais uniaxiaux. L'un des phénomènes observé durant ces essais est l'effet Bauschinger. Il s'agit de la diminution de la limite d'élasticité en compression après un premier chargement en traction (figure I.3).

En réalisant un essai de traction-compression à déformation imposée et à déformation moyenne nulle, deux phénomènes peuvent être mis en évidence suivant le matériau étudié, à savoir le durcissement et l'adoucissement cycliques. Le durcissement représente l'augmentation de la contrainte maximale et la diminution de la déformation plastique avec le nombre de cycles (figure I.4a). L'adoucissement représente l'inverse du durcissement (figure I.4b).

Concernant les aciers austénitiques, trois stades d'évolution sont généralement distingués durant un essai uniaxial à l'ambiante :

1. durcissement cyclique sur les premières dizaines de cycles,
2. adoucissement cyclique sur les quelques centaines de cycles qui suivent,
3. puis stabilisation cyclique - les cycles contrainte-déformation n'évoluent plus.

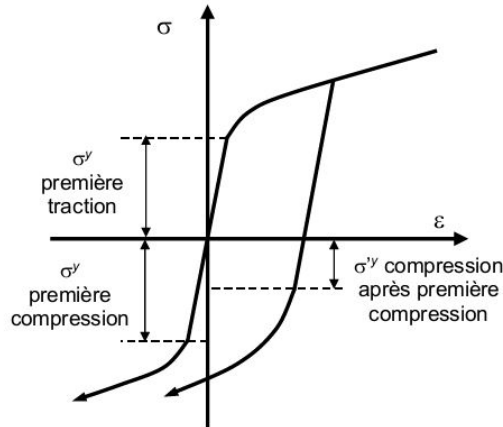


FIGURE I.3 – Effet Bauschinger [Bergheau, 2019]

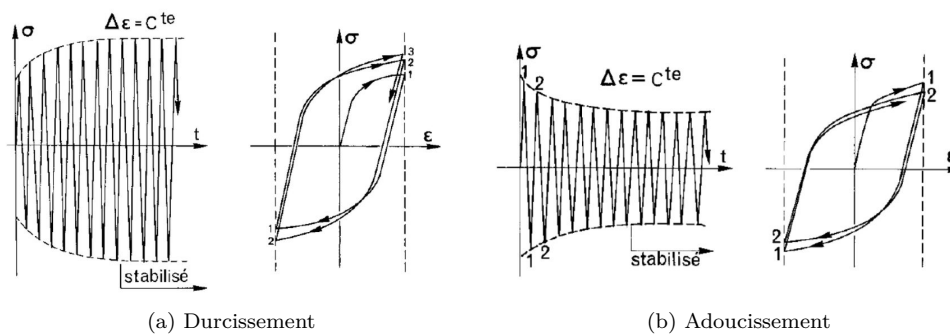


FIGURE I.4 – Comportement des matériaux métalliques sous sollicitation cyclique symétrique [Lemaitre et al., 2020]

Ce comportement a été mis en évidence au cours des travaux de thèse de De Baglion [Baglion, 2011], pour un acier 304L (figure I.5a), et de Bradai [Bradai, 2014], pour un 316L (figure I.5b). Ce phénomène s’explique par la multiplication puis l’arrangement des dislocations au cours des cycles.

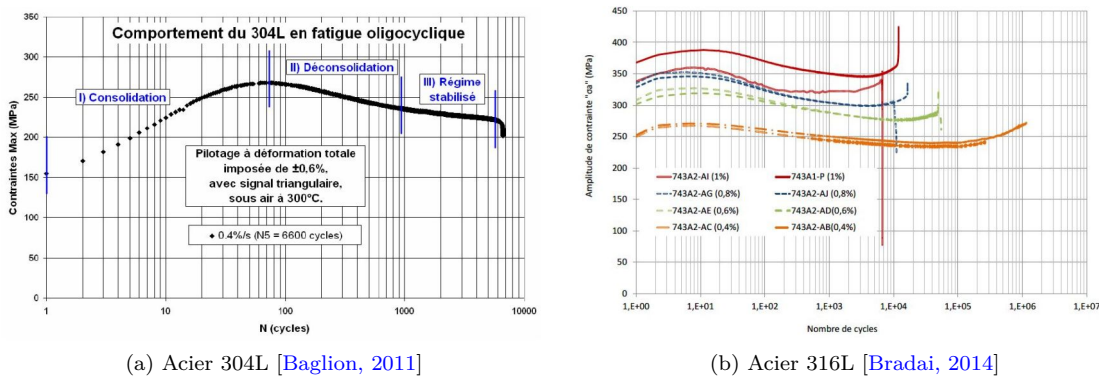


FIGURE I.5 – Comportement cyclique des aciers inoxydables austénitiques au cours des essais uniaxiaux

Il est important de noter qu’un durcissement secondaire, après l’étape d’adoucissement cyclique, peut apparaître en fonction des conditions d’essai. Ce durcissement est

normalement engendré par deux mécanismes distincts. D'une part, lorsque l'éprouvette est soumise à de faibles amplitudes de déformation, à haute température, l'apparition d'une microstructure de type « Corduroy » conduit au durcissement secondaire [Alain et al., 1997, Gerland et al., 1997]. D'autre part, lorsque l'éprouvette est soumise à des amplitudes de déformation, à température ambiante, et ce durcissement est alors associé à la présence d'une transformation martensitique. Bayerlein [Bayerlein et al., 1989] a identifié une amplitude de déformation seuil au-delà de laquelle la transformation martensitique se manifeste et ainsi le durcissement secondaire apparaît. Ce seuil est évalué à 0,3% (figure I.6). Dans les deux cas, ce phénomène de durcissement secondaire a un effet bénéfique sur la durée de vie en fatigue [Le Pécheur, 2008].

De plus, d'autres paramètres peuvent influencer le comportement cyclique des aciers austénitiques soumis aux chargements symétriques. L'influence du chargement et de la température est détaillée ci-après.

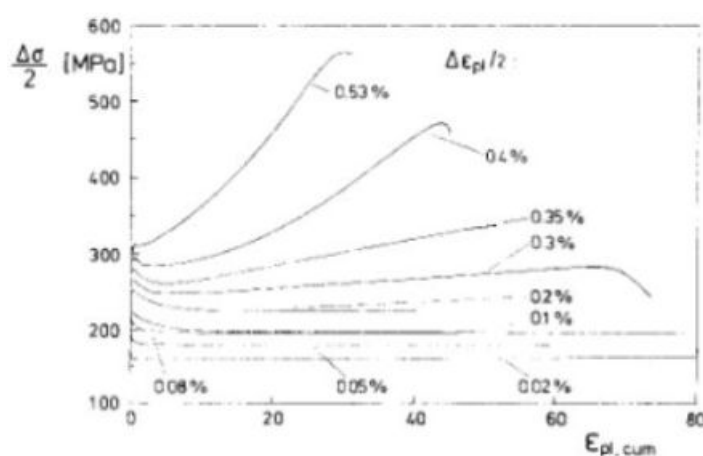


FIGURE I.6 – Amplitude de contrainte en fonction de la déformation plastique martensitique d'un acier 304L [Bayerlein et al., 1989]

I.2.2.1 Influence de l'amplitude et de la mémoire du chargement

Considérons deux amplitudes de déformation $\Delta\varepsilon_1$ et $\Delta\varepsilon_2$, tels que $\Delta\varepsilon_1 < \Delta\varepsilon_2$. Si un matériau durcissant est soumis à ces deux chargements de manière progressive et successive, on constate que la contrainte maximale, à la stabilisation, n'est pas affectée par la première sollicitation. C'est l'effet d'amplitude. En revanche, si $\Delta\varepsilon_2$ est appliquée avant $\Delta\varepsilon_1$, nous observons que la contrainte maximale, à la fin du deuxième chargement, est différente à celle de référence que nous aurions obtenue pour le même niveau de déformation mais sans précyclage. C'est désormais l'effet de mémoire.

Ces deux effets furent observés expérimentalement par Tanaka [Tanaka et al., 1985] pour un acier 316L sous sollicitations uniaxiales (figure I.7a) et multiaxiales (figure I.7b).

I.2.2.2 Influence de la température

Pour les aciers inoxydables austénitiques, si nous précyclons une éprouvette à une température donnée θ_1 , jusqu'à stabilisation de la contrainte maximale σ_1 , puis nous appliquons le même chargement, à une température θ_2 inférieure à la précédente θ_1 , on observe que la contrainte maximale à la stabilisation est plus importante que celle qu'on

aurait eue pour la même température θ_2 mais sans précyclage.

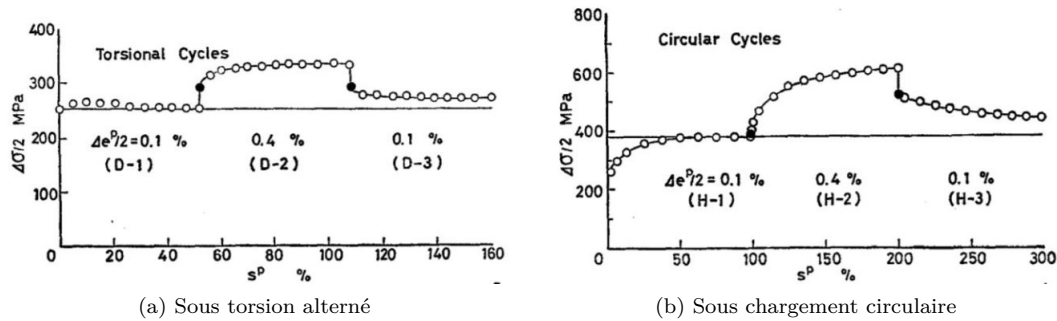


FIGURE I.7 – Influence de l’amplitude et de la mémoire du chargement sur une nuance d’acier 316L [Tanaka et al., 1985]

Murakami et al. [Murakami et al., 1989] ont examiné cette influence sur un spécimen en acier 316L sous sollicitation uniaxiale. Ils ont constaté que la contrainte maximale dépendait de l’histoire en température. En imposant une faible amplitude de déformation, $\Delta\varepsilon = 0,3\%$, et une température de précyclage égale à 600°C , le matériau se stabilisait à une certaine contrainte maximale supérieure à celle qu’on aurait eue, à 200°C , pour la même sollicitation mais sans préchargement (figure I.8a). Au contraire, lorsque la température de précyclage est inférieure à celle du cyclage, l’effet ne s’est pas reproduit (figure I.8b).

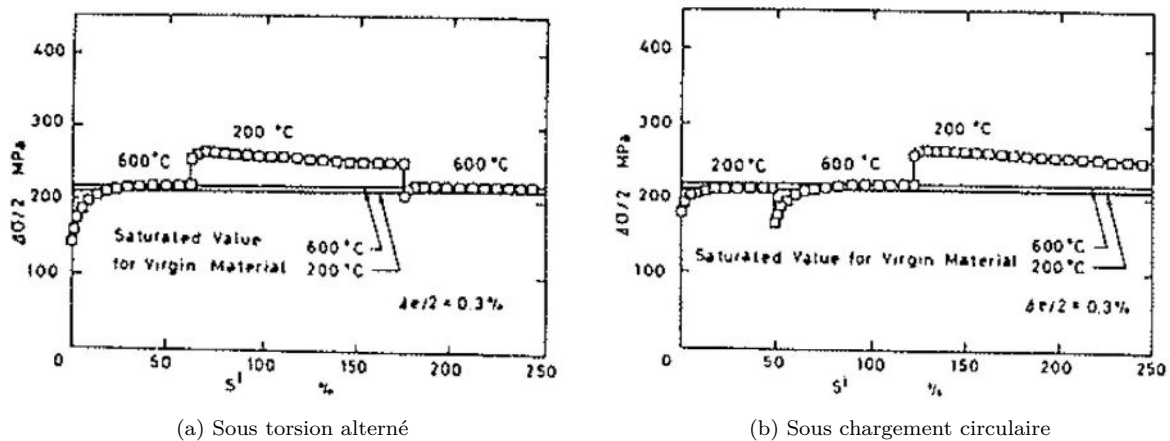


FIGURE I.8 – Influence de la température sous chargement uniaxial d’un acier 316L [Murakami et al., 1989]

I.3 Phénomène de déformation progressive

Dans la section précédente, nous avons abordé le comportement des aciers inoxydables austénitiques sous chargement cyclique symétrique. Néanmoins, lorsque ces matériaux sont soumis à des chargements cycliques en contrainte imposée autour d’une contrainte moyenne non nulle, un nouveau comportement peut se produire : la déformation progressive. Ce comportement, aussi appelé phénomène de rochet, est caractérisé par l’ap-

partition d'un incrément de déformation plastique à la fin de chaque cycle de chargement conduisant à la ruine de la structure. Cette section est dédiée à ce phénomène.

I.3.1 Description du phénomène

L'association d'une contrainte alternée et d'une contrainte moyenne non nulle peut conduire à quatre type de comportement cyclique (figure I.9) :

- régime élastique : le chargement appliqué est plus petit que la limite d'élasticité et la déformation respecte la loi de Hooke,
- adaptation plastique : après un certain nombre de cycles, la stabilisation de la déformation est atteinte et le comportement de la structure redevient élastique,
- accommodation plastique : après un certain nombre de cycles, la stabilisation est atteinte, mais différemment du cas précédent, la structure présente un comportement élastoplastique avec une hystérésis stable,
- déformation progressive : la stabilisation n'est pas atteinte. En effet, on observe un accroissement de la déformation à chaque cycle et qui ne disparaît pas avec le nombre de cycles.

Selon les conditions de chargement et de géométrie, deux mécanismes de rochet sont communément distingués [Hübel, 1996] :

- rochet de comportement caractérisé par un état de contrainte homogène. Ce mécanisme est principalement lié au comportement du matériau,
- rochet de structure caractérisé par un état de contrainte non-homogène. Il est produit par un effet de structure et peut apparaître en l'absence de rochet de comportement.

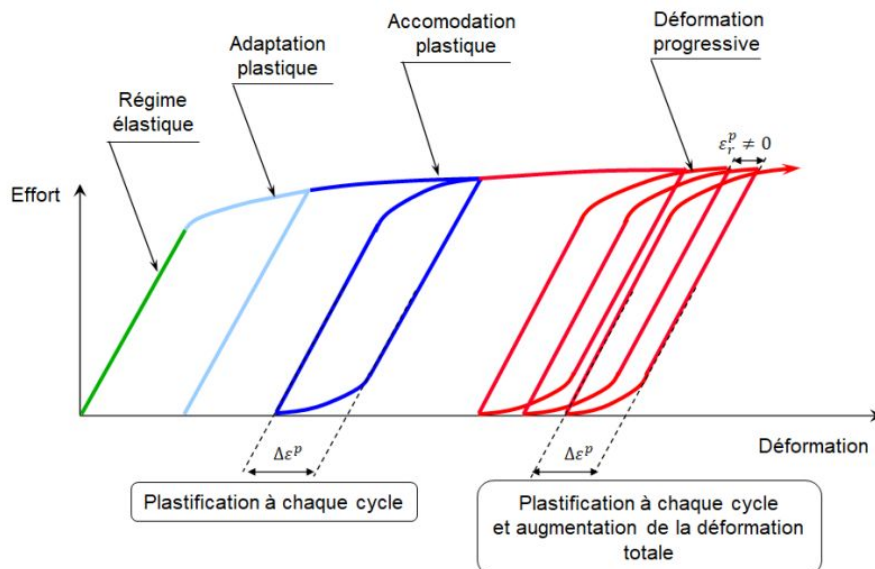


FIGURE I.9 – Comportements cycliques autour d'une contrainte moyenne non nulle

Dans le cas des composants d'installation nucléaire, la déformation progressive peut se manifester suivant deux cas de chargements. D'une part, lorsque des chargements

thermiques cycliques s'ajoutent à un chargement du type force imposée tels que la pression ou le poids propre, nous sommes dans le cas du rochet dit de type A. D'autre part, lorsque des chargements thermiques cycliques, avec contrainte moyenne nulle, se déplacent axialement, ce qui provoque l'apparition d'une contrainte thermique de membrane, nous sommes dans le cas du rochet dit de type B.

Nous rapportons ci-dessous quelques résultats expérimentaux issus de la littérature mettant en évidence la déformation progressive du matériau. Un complément à ces résultats expérimentaux se trouve dans le travaux de thèse de Portier [Portier, 1999].

I.3.2 Influence de l'érouissage

Dans le cas des matériaux durcissants et donc des alliages inoxydables austénitiques, on observe deux phases successives du phénomène de rochet. Pour les premiers cycles de chargement, nous voyons une déformation cumulée assez forte. On parle du « rochet transitoire ». A mesure que le matériau se durcit cycliquement, le pas de rochet a tendance à diminuer jusqu'à atteindre la stabilisation. C'est la seconde phase dite de « rochet asymptotique ». Portier et al. [Portier et al., 2000] ont analysé cet effet sous des essais uniaxiaux (figure I.10a), à température ambiante et à 250°C, alors que Hassan et Kyriakides [Hassan and Kyriakides, 1994b] ont pu l'observer sous chargement multiaxial, à température ambiante (figure I.10b).

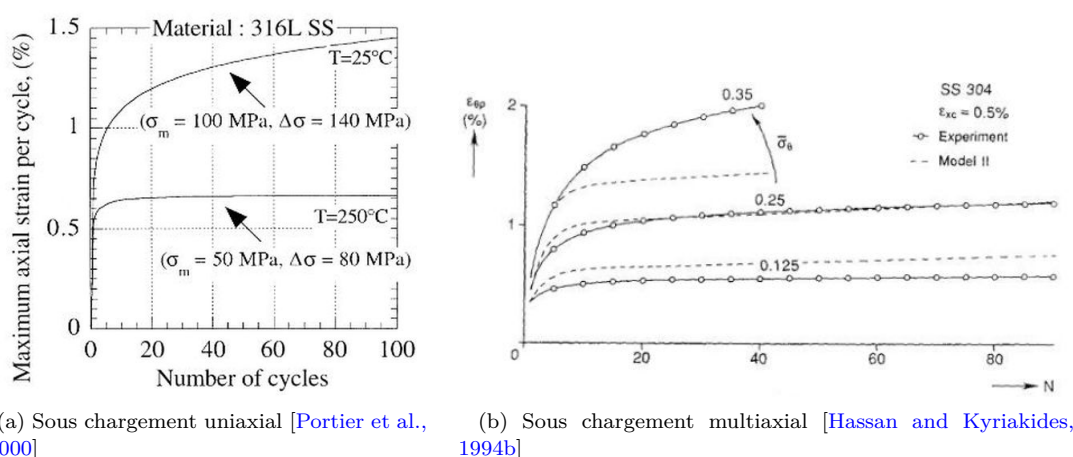


FIGURE I.10 – Influence de l'érouissage sur la déformation progressive pour un matériau durcissant

En revanche, pour un matériau adoucissant, l'effet de l'érouissage s'avère être très néfaste. A mesure que le matériau s'adoucit, le pas de rochet croit alors de cycle en cycle (figure I.11).

I.3.3 Influence de l'amplitude du chargement et de la contrainte moyenne

Le phénomène de rochet est une fonction croissante de l'amplitude du chargement, à une contrainte moyenne fixée. Plus on augmente l'amplitude du chargement, plus le pas de rochet est important. Plusieurs auteurs ont examiné ces effets sous chargement uniaxial et multiaxial. En uniaxial (figure I.12), nous citons ici le travail réalisé

I.3 Phénomène de déformation progressive

par Goodman et al. [Goodman, 1984] et, récemment, celui effectué par Yu et al. [Yu et al., 2012]. Portier et al. [Portier et al., 2000] ont également observé un comportement identique sous chargement multiaxial, à température ambiante et à 250°C (figure I.13).

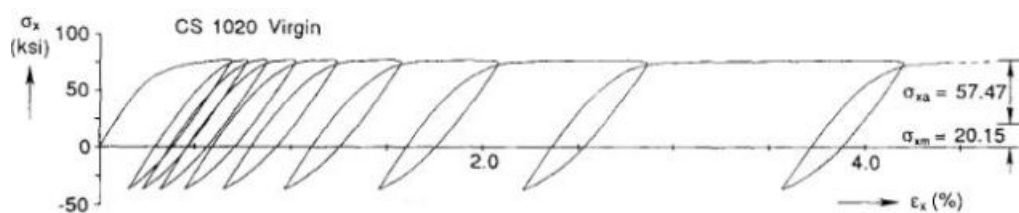


FIGURE I.11 – Influence de l'érouissage sur la déformation progressive pour un matériau adoucissant [Hassan and Kyriakides, 1994b]

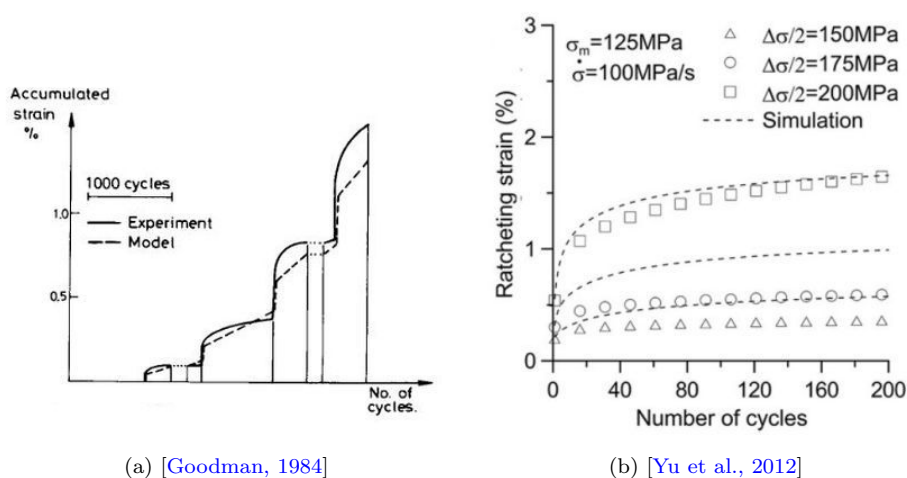


FIGURE I.12 – Influence de l'amplitude de chargement sur la déformation progressive sous chargement uniaxial d'un acier 316L

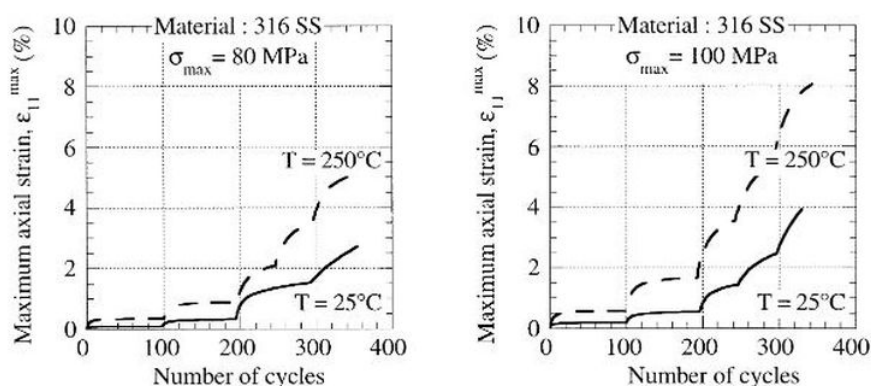


FIGURE I.13 – Influence de l'amplitude de chargement sur la déformation progressive sous chargement multiaxial [Portier et al., 2000]

Si on fixe désormais l'amplitude de contrainte, on constate également le même effet. L'augmentation de la contrainte moyenne provoque une augmentation de la vitesse de rochet, pour une même amplitude de contrainte (figure I.14).

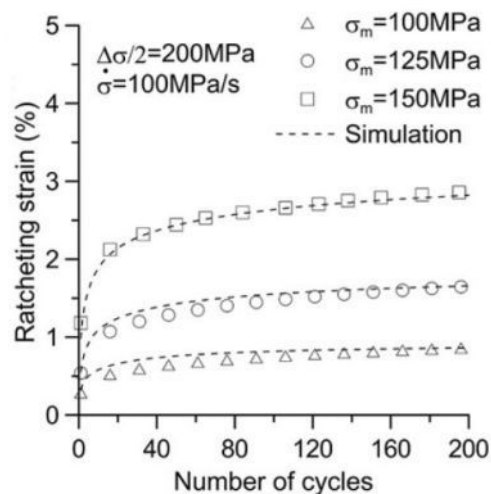


FIGURE I.14 – Influence de la contrainte moyenne sur la déformation progressive sous chargement uniaxial d'un acier 316L [Yu et al., 2012]

I.3.4 Influence de la température

Delobelle et al. [Delobelle, 1989] ont observé que l'augmentation de la température engendrait une augmentation de la vitesse de déformation progressive, pour un même niveau de chargement (figure I.15). Ceci s'explique par la diminution des propriétés mécaniques avec l'augmentation de la température.

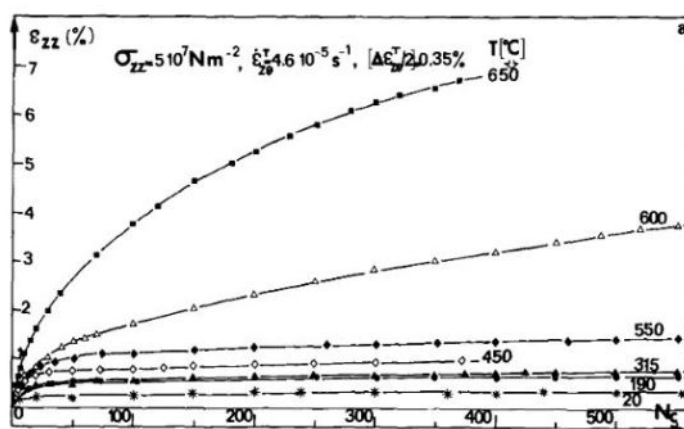


FIGURE I.15 – Influence de la température sur la déformation progressive d'un acier 316L [Delobelle, 1989]

I.4 Essais de déformation progressive

De nombreuses campagnes expérimentales ont été lancées, au cours des dernières décennies, afin d'étudier le phénomène de déformation progressive et de développer des critères de dimensionnement. La liste non exhaustive des essais de déformation progressive présentée ci-après regroupe deux familles d'essai. D'une part, les essais effectués sous chargement purement mécanique et, d'autre part, ceux réalisés sous chargement thermomécanique, appelés essais de rochet thermique.

I.4.1 Essais de traction-compression avec contrainte moyenne non nulle

Les essais uniaxiaux à contrainte imposée, avec contrainte moyenne non nulle, sont considérés comme étant les expérimentations les plus simples pour évaluer la déformation progressive. Ces essais sont également appelés « rochet 1D », car la déformation cumulée se propage dans la même direction que celle du chargement cyclique.

Comme la déformation progressive provient du comportement du matériau, ces expérimentations sont généralement utilisées pour améliorer les modèles de comportement à reproduire le rochet de comportement. De plus, un essai de rochet 1D semble être plus élevé quand il est comparé aux essais multiaxiaux de déformation progressive [Portier, 1999].

Plusieurs auteurs se sont intéressés à ces essais pour des aciers inoxydables austénitiques. Nous mentionnons ici les travaux effectués par Portier, Hassan et Kyriakides [Hassan and Kyriakides, 1994b] et, plus récemment, par Yu et al. et Sun [Sun et al., 2020].

I.4.2 Essais de torsion cyclique avec traction constante

Ces essais, dit de « rochet 2D », consistent à combiner une torsion alternée avec un effort constant de traction sur une éprouvette tubulaire. Comme en uniaxial, la déformation progressive se produit dans la direction axiale, ou dans la même direction que celle de la contrainte moyenne. Dans les années 1980, ces essais ont fait objet d'une vaste campagne dans le but de développer un nouveau critère pour les réacteurs à neutrons rapides. On parle alors de la règle du diagramme d'efficacité (cf. paragraphe I.5.2.4). La figure I.16 schématise le dispositif d'essai utilisé pour établir cette règle.

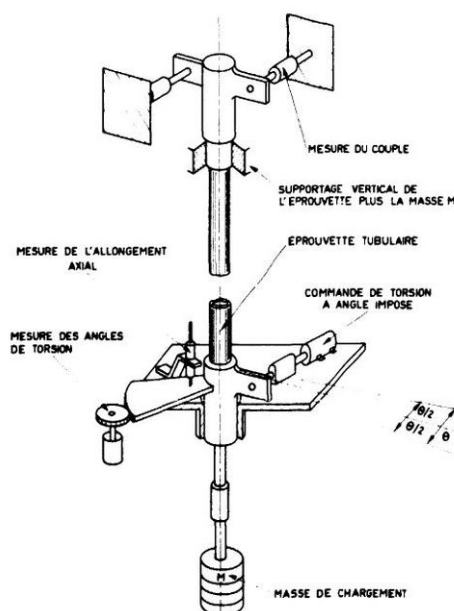


FIGURE I.16 – Dispositif d'essai de torsion cyclique avec traction constante [Cousseran et al., 1980]

des recherches ont été menés afin de mettre au point une nouvelle structure permettant d'étudier le phénomène de déformation progressive. C'est le cas des essais développés par Taleb [Taleb, 1991], appelé BI-TUBE.

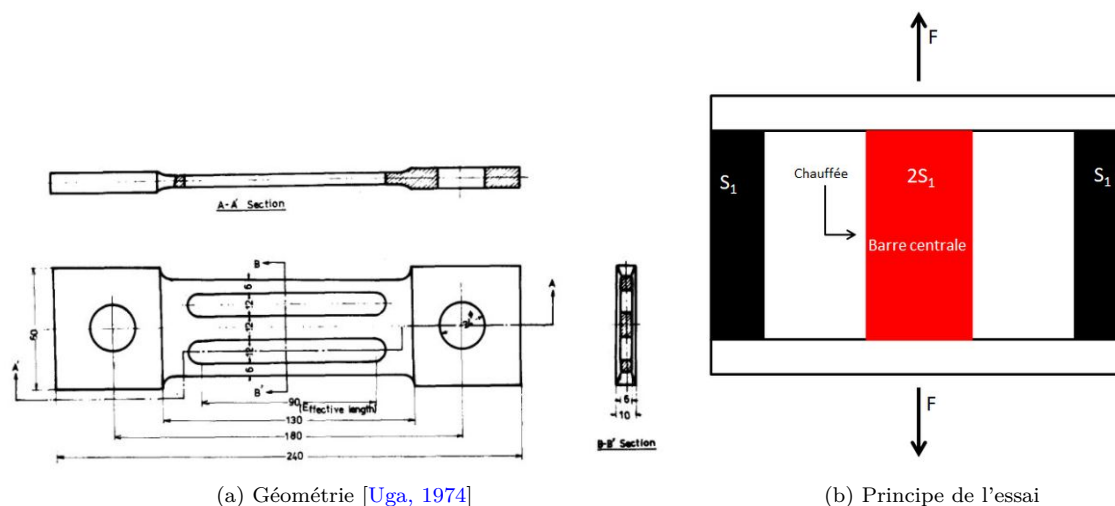


FIGURE I.18 – Essais à trois barres

I.4.4.2 Essais BI-TUBE

Une structure composée de deux tubes concentriques liés rigidement en tête, appelée structure BI-TUBE, est soumise à une combinaison de traction constante et de chargement thermique cyclique (figure I.19a). Le chargement thermique est appliqué en deux temps. Dans un premier temps, le tube externe est chauffé par induction jusqu'à une température de consigne. Dans un second temps, ce chauffage est arrêté et la structure se refroidit par convection naturelle. Pendant toute la durée de l'essai, le tube interne est maintenu à température ambiante [Taleb, 1991].

Le principe de l'essai est simple. Lors du chauffage, le tube externe a tendance à se dilater. Cependant, le tube interne l'en empêche à cause de la liaison rigide entre eux. Ce mécanisme engendre ainsi des contraintes mécaniques dans la structure. A la fin du chauffage, le tube externe sera en compression et le tube interne en traction (figure I.19b). Le même principe s'applique au retour à la température ambiante, mais avec des chargements inversés dans les deux tubes. Compte tenu de ces conditions, une déformation axiale se développe sur le tube interne à la fin de chaque cycle. Suite aux travaux de thèse de Rakotovelo [Rakotovelo, 1998], des chargements de torsion ont pu être rajoutés au dispositif.

Comme il a été mentionné auparavant, cet essai est plus avantageux que celui à trois barres car il est moins sensible au flambage, ce qui permet l'application d'une gamme de sollicitations plus large. En revanche, les chargements appliqués ne sont pas représentatifs de la réalité industrielle. Comme l'état de contrainte est homogène, cet essai ne met pas en lumière le rochet de structure, phénomène observé sur les composants industriels.

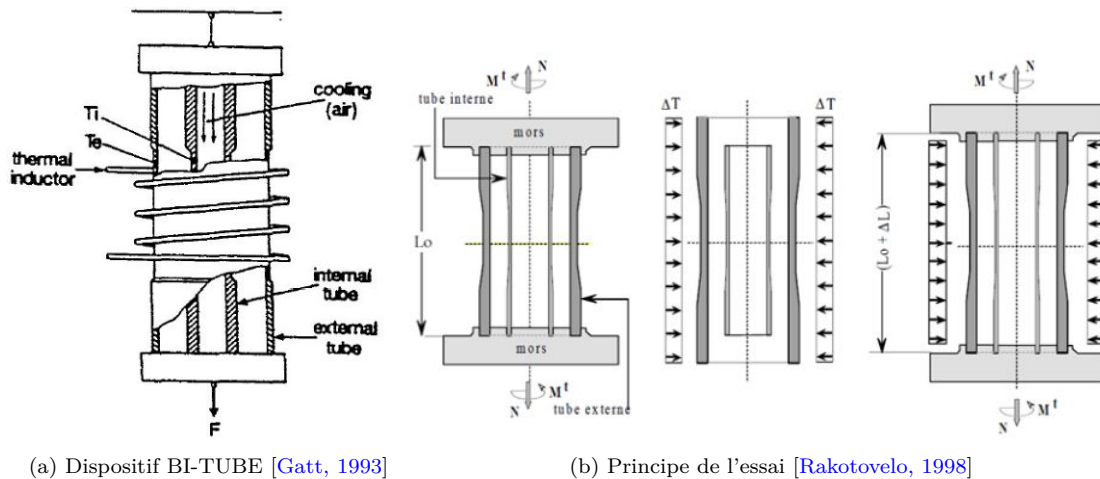


FIGURE I.19 – Essais BI-TUBE

I.4.4.3 Essais CUMULUS

Cette maquette, élaborée par EDF, a été conçue pour représenter les lignes d'aspersion auxiliaire des centrales nucléaires à eau pressurisée (figure I.20). L'expérimentation consiste à appliquer un double choc thermique et à maintenir la structure sous pression. Le double choc thermique est réalisé en deux étapes. La maquette est d'abord chauffée jusqu'à 345°C. A ce stade, l'eau à 20°C est injectée afin de créer le premier choc thermique. Passé cinquante trois secondes, l'eau chaude à 250°C circule à l'intérieur de la maquette pour enfin produire le second choc thermique.

Néanmoins, en raison du faible niveau de déformation plastique pendant les essais, le phénomène de rochet n'a pas été mis en évidence [Couterot et al., 1994].

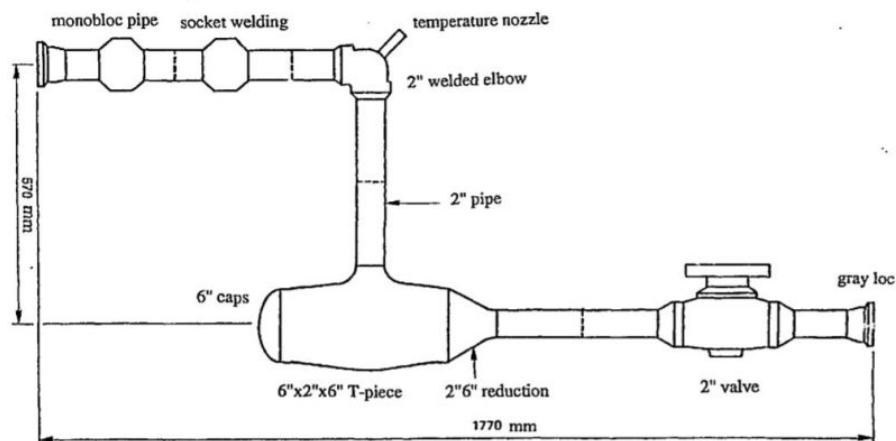


FIGURE I.20 – Dispositif CUMULUS [Couterot et al., 1994]

I.4.4.4 Essais VINIL

Afin d'étudier la déformation progressive sous l'effet d'une contrainte thermique de membrane, et sans appliquer un effort mécanique, les essais VINIL ont été conçus. Ces essais consistent à tremper une partie d'une virole droite dans un liquide chaud, en l'occurrence du sodium. Comme la virole se déplace suivant son axe, ceci engendre un

gradient thermique axial et donc un chargement thermique. Ce chargement thermique induit des contraintes axiales et circonférentielles. La contrainte axiale est considérée comme « une flexion pure » et ne génère pas de déformation progressive. Au contraire, la contrainte circonférentielle possède une partie en membrane (similaire à la contrainte moyenne d'un essai uniaxial). En raison de cette contrainte de membrane, une déformation progressive circonférentielle apparaît à la fin de chaque cycle.

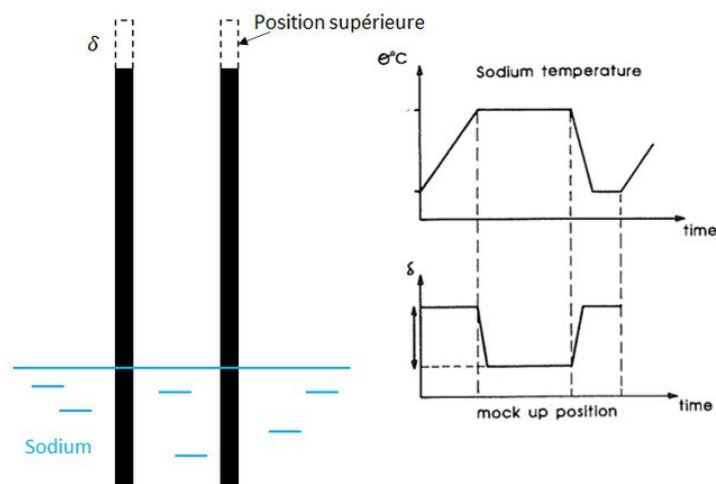


FIGURE I.21 – Principe des essais VINIL

I.4.4.5 Essais LUDION

Le principe de ces essais est similaire à celui des essais VINIL. La virole est effectivement trempée dans un liquide froid et la partie juste au-dessus est chauffée par induction. Par conséquent, le gradient thermique axial est dans le sens inverse des essais VINIL. Il a été observé que la déformation progressive circonférentielle se stabilisait entre 50 et 100 cycles. La [figure I.22](#) présente un échantillon LUDION après essai.



FIGURE I.22 – Échantillon LUDION après essai

I.4.4.6 Essais COTHAA

Les essais COTHAA font partie d'un programme expérimental mené par Framatome, le CEA et EDF dans les années 1990. Cette campagne d'essai avait pour but d'évaluer les règles simplifiées pour se prémunir de la déformation progressive. Ces essais sont traités en détail dans le [chapitre III](#).

I.5 Méthodes existantes de dimensionnement des structures en déformation progressive

Le dimensionnement de composants industriels est fait par des règles normalisées qui ont été développées afin de garantir l'intégrité et la fonctionnalité de la structure. Pour se prémunir contre le risque de déformation progressive, les codes de dimensionnement [ASME, 2010, RCC-M, 2018, RCC-MRx, 2018] proposent des méthodes élastiques et simplifiées. Celles-ci sont fondées sur des analyses analytiques ou sur des analyses expérimentales. Ces méthodes ont l'avantage d'être facilement applicables pour des structures complexes.

Des analyses complètes peuvent également être utilisées. En effet, lorsqu'on prend en compte le comportement non-linéaire du matériau dans sa réponse mécanique, nous parlons alors d'analyse inélastique. Pour effectuer ce type d'analyse, nous recourons aux modèles de comportement et au calcul incrémental.

Nous décrivons ci-après ces critères qui sont habituellement utilisés par les industriels.

I.5.1 Rappel des termes d'analyse

Dans les analyses industrielles, la contrainte totale calculée élastiquement est souvent linéarisée et décomposée en deux catégories de contraintes. D'une part, nous avons des contraintes primaires P . Il s'agit des contraintes induites par les chargements mécaniques, notamment la pression interne, le poids propre, les efforts extérieurs. D'autre part, les contraintes secondaires Q sont des contraintes dues aux déformations imposées. Il s'agit alors des contraintes d'origine thermique.

Ces deux types de contraintes sont encore divisés en deux sous-groupes : la membrane et la flexion (figure I.23). Suivant le RCC-M, la contrainte de membrane est la moyenne d'une distribution de contraintes normales le long de la section droite. D'autre part, la contrainte de flexion représente la partie variable de la distribution de contraintes normales le long de la section droite. La classification et la détermination des contraintes et des déformations sont détaillées ci-après.

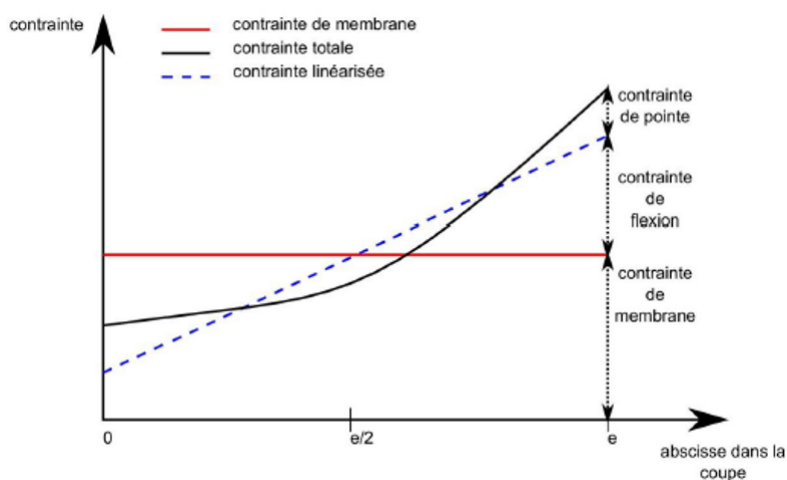


FIGURE I.23 – Classification des contraintes

I.5.1.1 Classification des contraintes

Suivant le RCC-M, les contraintes de membrane et de flexion sont définies par les équations :

$$\sigma_m = \frac{1}{e} \int_{-e/2}^{e/2} \sigma(x) dx \quad (\text{I.1})$$

$$\sigma_f = \frac{6}{e^2} \int_{-e/2}^{e/2} \sigma(x) x dx \quad (\text{I.2})$$

Ces intégrales peuvent être résolues de manière analytique pour des cas uniaxiaux. Néanmoins, les analyses industrielles demandent régulièrement la résolution des problèmes multiaxiaux. Pour cela, nous recourons à la méthode d'intégration numérique, à savoir les méthodes du rectangle, du trapèze ou des différences centrales. Cette dernière méthode, illustrée sur la [figure I.24](#) et utilisée dans ce manuscrit, consiste à écrire :

$$\sigma_m \approx \frac{1}{e} \sum_1^{i-1} \sigma \left(\frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) (x_{i+1} + x_i) \quad (\text{I.3})$$

$$\sigma_f \approx \frac{6}{e^2} \sum_1^{i-1} \left(\sigma \left(\frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) \right) \left(\frac{x_{i+1} + x_i}{2} \right) (x_{i+1} + x_i) \quad (\text{I.4})$$

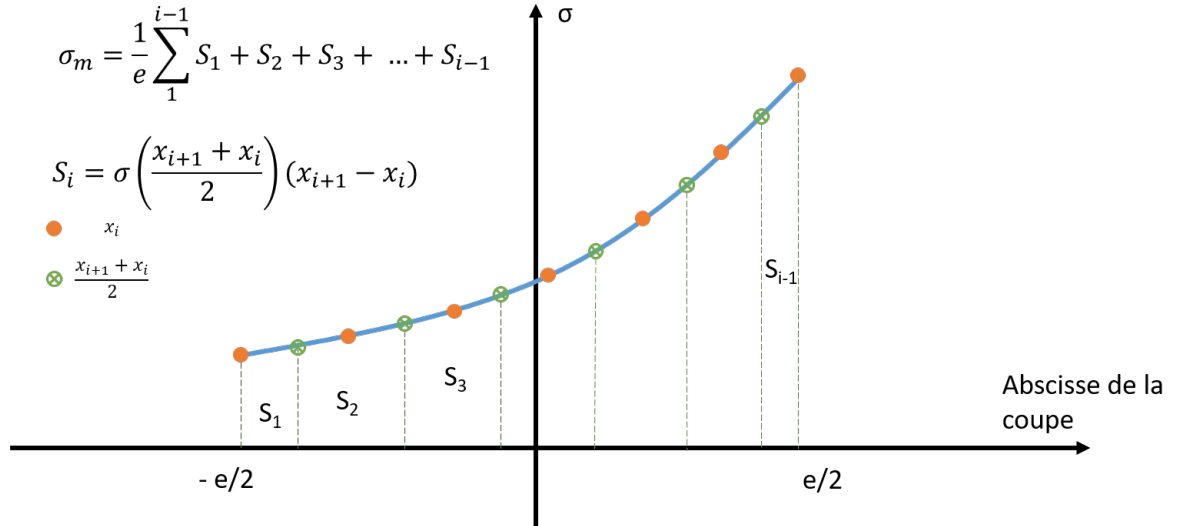


FIGURE I.24 – Méthode des différences centrales

I.5.1.2 Contraintes équivalentes

L'état de contrainte est représenté en chaque point de la structure par un tenseur d'ordre 2 : le tenseur σ . Étant donné que les critères imposés aux structures sont des quantités scalaires, il est nécessaire de réduire un tenseur de contrainte à une quantité scalaire. Il s'agit de la contrainte équivalente. Nous présentons ici celle utilisée dans le code RCC-M : la contrainte équivalente au sens de Tresca.

La contrainte équivalente au sens de Tresca suppose que la plasticité est pilotée par le cisaillement maximal. Cette contrainte est définie dans l'espace des contraintes principales comme étant la plus grande valeur absolue de la différence de ces contraintes. Il vient :

$$\sigma_{Tresca} = \sup_{i,j=1,2,3} (\sigma_i - \sigma_j) \quad (\text{I.5})$$

Pour certains dommages, notamment la déformation progressive et la fatigue, nous analysons principalement les variations des contraintes. Pour cela, nous ne calculons plus la contrainte équivalente mais plutôt sa variation. Celle de Tresca est calculée en trois étapes :

1. Calcul des variations dans le repère local

$$\Delta\sigma_{mn} = \sigma_{mn}(t') - \sigma_{mn}(t) \quad (\text{I.6})$$

2. Passage au repère principal

$$\Delta\sigma_1, \Delta\sigma_2, \Delta\sigma_3 \quad (\text{I.7})$$

3. Application du critère de Tresca

$$\Delta\sigma_{Tresca} = \sup_{i,j=1,2,3} (\Delta\sigma_i - \Delta\sigma_j) \quad (\text{I.8})$$

I.5.1.3 Classification des déformations

Lors des calculs inélastiques, les critères ne sont plus imposés aux contraintes mais plutôt aux déformations. Celles-ci sont catégorisées et calculées d'une manière analogue aux contraintes. Autrement dit, nous linéarisons des déformations totales et les classifions en membrane et en flexion. Enfin, nous déterminons une déformation équivalente afin de la comparer à une limite imposée par les codes de dimensionnement.

I.5.2 Méthodes élastiques et simplifiées

I.5.2.1 Règle des $3S_M$

Pour écarter la déformation progressive, la règle des $3S_M$ demande de limiter la variation de contraintes primaires P plus secondaires Q à trois fois la contrainte admissible S_M sur les sections les plus sollicitées de la structure :

$$\Delta(P + Q) \leq 3S_M \quad (\text{I.9})$$

Pour les aciers inoxydables austénitiques, cette contrainte admissible S_M est souvent définie en fonction de la limite d'élasticité R_{p02} et de la température via un coefficient multiplicateur :

$$S_M = \begin{cases} 2/3R_{p02}(\theta = 20^\circ\text{C}) & \text{si } \theta \leq 150^\circ\text{C} \\ 0,9R_{p02}(\theta) & \text{si } \theta > 150^\circ\text{C} \end{cases} \quad (\text{I.10})$$

La règle repose sur des études analytiques d'un matériau élastoplastique parfait. Afin d'illustrer le sens physique de cette règle, nous traitons d'abord le cas d'un essai uniaxial à déformation imposée variant entre 0 et $\Delta Q/E$ (courbe grise et rouge), à température ambiante. Nous observons que ce chargement peut conduire à trois types de comportement (figure I.25) :

- si $\Delta Q \leq S_y$: régime élastique (courbe grise),
- si $S_y < \Delta Q \leq 2S_y$: adaptation plastique (courbes bleu et verte),
- sinon : accommodation plastique (courbe orange).

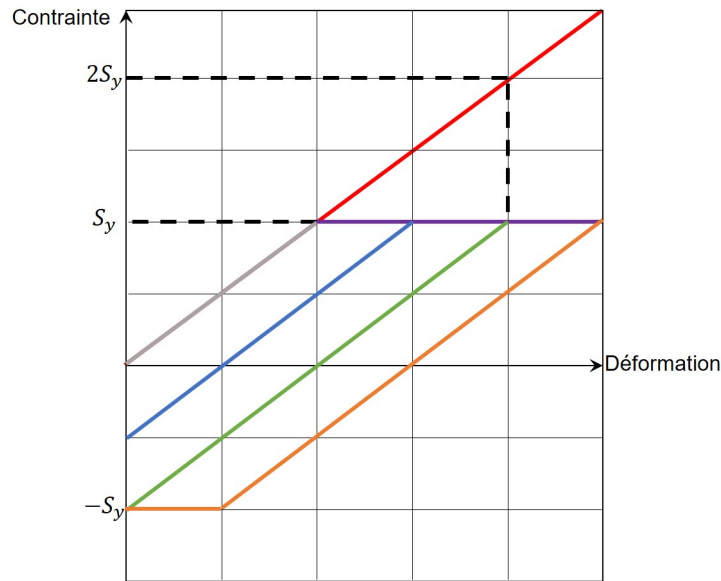


FIGURE I.25 – Comportement d'un matériau élastoplastique parfait sous chargement cyclique uniaxial

Une manière d'écarter la déformation progressive est d'assurer l'adaptation plastique et donc de limiter la contrainte secondaire ΔQ à $2S_y$. Pour tenir compte de l'influence de la contrainte primaire P , il faut étudier un cas d'essai biaxial. Reprenons le cas uniaxial, étudié précédemment, et rajoutons un effort constant dans la direction orthogonale à la sollicitation cyclique (figure I.26a). C'est par exemple le cas des essais Ph. Matheron (cf. paragraphe I.4.3).

Dans le cas qui nous intéresse, les contraintes principales σ_1, σ_2 et σ_3 sont respectivement égales à σ_x, σ_y et 0. L'application du critère de Tresca conduit alors aux conditions suivantes :

$$\begin{cases} -S_y < \sigma_x - \sigma_y < S_y \\ -S_y < \sigma_x < S_y \\ -S_y < \sigma_y < S_y \end{cases} \quad (\text{I.11})$$

Le domaine d'élasticité au sens de Tresca est présenté sur la figure I.26b. Étant donnée que $\sigma_x = P$, le chargement évoluera que sur la courbe rouge. Ceci nous permet de faire une analogie au cas uniaxial et de déduire la condition d'adaptation :

$$\Delta Q = 2S_y - P \quad (\text{I.12})$$

Dans la mesure où $S_y = R_{p02}$ et R_{p02} est fonction de S_M selon l'équation I.10, on obtient :

$$P + \Delta Q = 3S_M \quad (\text{I.13})$$

Compte tenu des variations de pression des réacteurs à eau pressurisée (REP), le RCC-M utilise l'équation I.9, une forme dérivée de l'équation I.13.

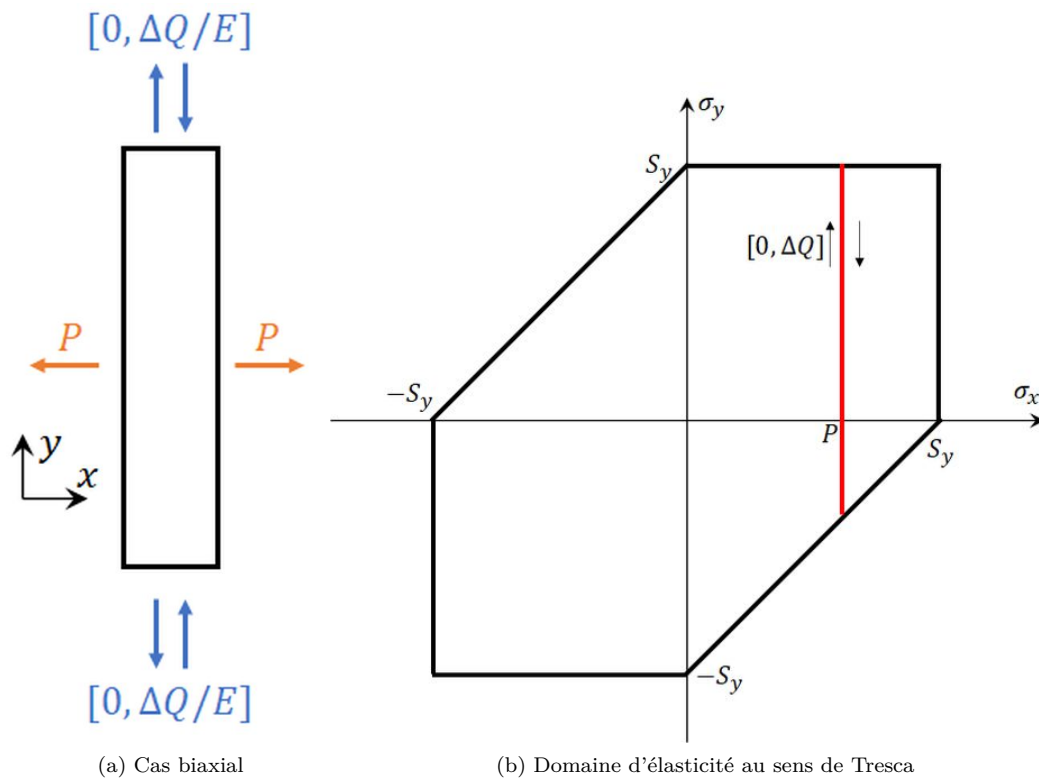


FIGURE I.26 – Illustration de la déduction de la règle des $3S_M$

Comme cette règle vise à se prémunir de la déformation progressive en cherchant à garantir l'adaptation de la structure, le non-respect ne signifie pas nécessairement la présence du phénomène de déformation progressive. De plus, comme le critère a été construit sur un modèle de comportement élastoplastique parfait, les effets bénéfiques de l'écrouissage et de la consolidation cyclique sont négligés. Ainsi, ce critère peut se montrer conservatif pour les matériaux durcissants (aciers inoxydables austénitiques) et, en revanche, non conservatif pour les matériaux adoucissants. De plus, cette règle n'est pas applicable en cas de fluage significatif. Ce dernier provoque une déformation irréversible sur une structure soumise à une contrainte et à une température constantes durant un certain temps de maintien.

I.5.2.2 Diagramme de Bree

Cette méthode a été établie à partir d'une étude analytique effectuée par Bree [Bree, 1967]. Le cas analysé est celui d'une virole mince soumise à une pression interne et à un gradient de température radiale cyclique (figure I.27). Afin de rendre cette étude plus simple, plusieurs hypothèses simplificatrices ont été faites. Parmi ces hypothèses, on peut citer :

- le comportement élastoplastique parfait,
- les contraintes mécaniques axiales et radiales ont été considérées négligeables,
- le chargement secondaire (ou la contrainte thermique) est purement de flexion,
- la limite d'élasticité S_y est prise à la température maximale du cycle considéré.

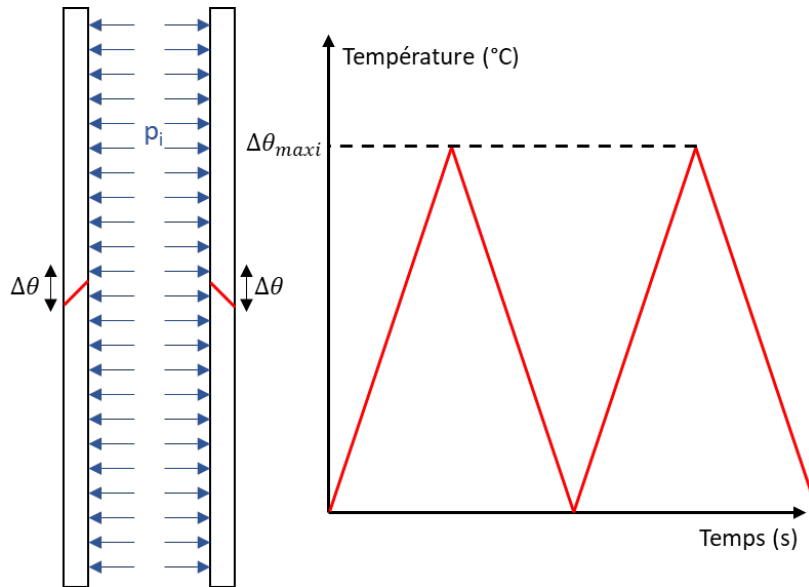


FIGURE I.27 – Illustration du problème suggéré par [Bree, 1967]

Cette analyse a permis l'établissement d'un diagramme souvent appelé « Diagramme de Bree » (figure I.28). A partir du couple de chargement considéré (P , ΔQ) et de S_y , nous pouvons déterminer la nature de l'état limite de la structure (tableau I.3). Pour se prémunir du phénomène de déformation progressive, chaque point de la structure doit ainsi être localisé dans les zones E , P , S_1 ou S_2 , c'est à dire en-dessous de la courbe rouge. Cette courbe enveloppée est définie comme suit :

$$\frac{\Delta Q}{S_y} = y = \begin{cases} 1/x & \text{si } 0 < x \leq 0.5 \\ 4(1 - x) & \text{si } 0.5 < x \leq 1 \\ \text{avec} & x = \frac{P}{S_y} \end{cases} \quad (\text{I.14})$$

Toutefois, cette méthode est limitée aux structures axisymétriques sans discontinuités géométriques. De plus, comme la contrainte secondaire est purement de flexion, la contrainte secondaire de membrane doit être définie à part ou considérée comme une contrainte primaire dans l'analyse. De même, cette méthode n'est plus valable dans le cas où le fluage est significatif. Pour ce dernier, nous nous intéressons au diagramme de O'Donnell Porowski.

État	Comportement
E	Régime élastique
S_1 et S_2	Adaptation plastique
P	Accommodation plastique
R_1 et R_2	Déformation progressive

TABLE I.3 – Comportement de la structure selon le diagramme de Bree.

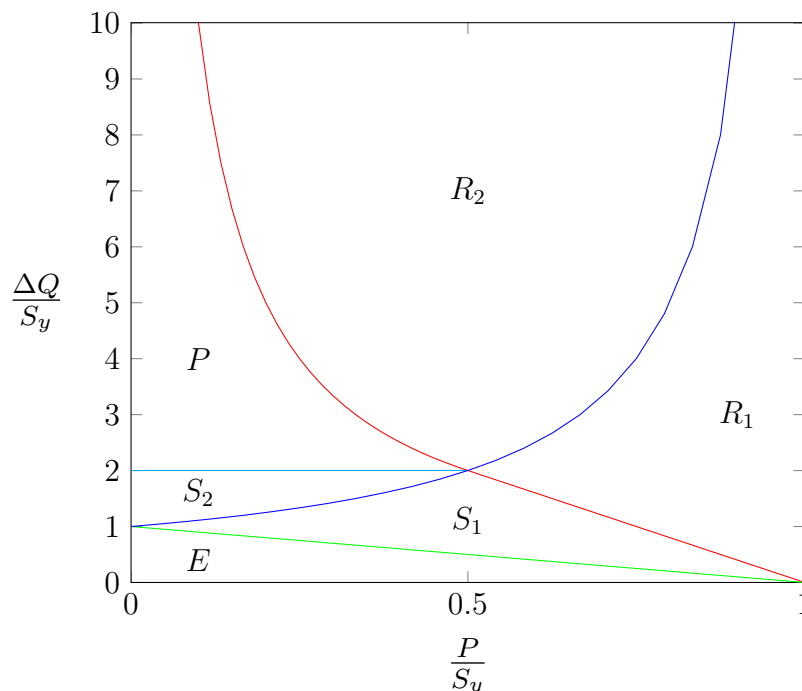


FIGURE I.28 – Diagramme de Bree

I.5.2.3 Diagramme de O'Donnell Porowski

Ce diagramme proposé par O'Donnell et Porowski [O'Donnell and Porowski, 1979] est un élargissement du diagramme de Bree aux températures élevées. En plus des hypothèses faites dans l'étude de Bree, l'application de cette méthode est soumise aux conditions suivantes :

- la partie médiane contenue dans l'épaisseur reste élastique au cours du cycle, il ne peut y avoir de déformation progressive que par fluage, notion de cœur élastique,
- la valeur maximale de la variation de la contrainte secondaire doit se situer à un instant où la température moyenne dans l'épaisseur de la structure n'introduit pas de fluage.

Comme pour le diagramme de Bree, nous déterminons d'abord la nature de l'état de la structure, tout en utilisant le nouveau diagramme (figure I.29). Si nous sommes dans l'état E , S_1 , S_2 ou P , le test dit de B_1 est appliqué. Celui-ci consiste à calculer une contrainte de référence σ_c selon le comportement de la structure :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_c = zS_y \\ \text{avec :} \\ z = x \quad \text{si régime élastique} \\ z = xy \quad \text{si adaptation plastique} \\ z = x + 1 - \sqrt{(1-x)y} \quad \text{si accommodation plastique} \end{array} \right. \quad (\text{I.15})$$

où x et y sont définis selon l'équation I.14. Après avoir déterminé la contrainte de référence, nous cherchons la déformation ν associée à la valeur $1,25\sigma_c$ sur la courbe isochrone moyenne. Cette déformation doit alors vérifier :

- $\nu < 1\%$ dans le métal de base,
- $\nu < 0,5\%$ dans les soudures.

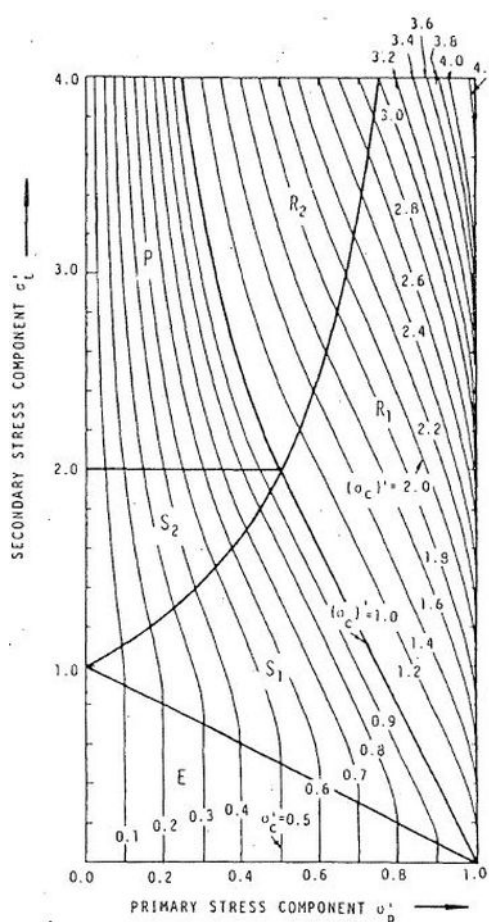


FIGURE I.29 – Diagramme de O'Donnell Porowski [O'Donnell and Porowski, 1979]

Dans le cas contraire, c'est à dire lorsque la structure tend vers l'état R_1 ou R_2 , nous procédons à l'application du test B_2 . Celui-ci porte sur le calcul de l'incrément de déformation en fonction du nombre de cycles. Cet incrément est divisé en trois parties : l'incrément dû à la déformation ν , celui dû à la déformation progressive η et celui dû à la relaxation de la contrainte de référence δ . La déformation totale est alors définie comme suit :

$$\sum \varepsilon = \sum_{i=1}^N (\nu + \eta + \delta) \quad (\text{I.16})$$

Pour écarter le risque de déformation progressive, cette déformation doit être :

- < 1% en membrane,
- < 2% en membrane + flexion,
- < 5% en local.

Bien que les travaux effectués par O'Donnell et Porowski aient rendu possible l'utilisation du diagramme de Bree dans le domaine du fluage, l'extrapolation linéaire de l'incrément de déformation semble être très pénalisante. De même que le diagramme de Bree, cette règle n'est applicable qu'aux structures axisymétriques simples.

I.5.2.4 Diagramme d'efficacité

Toutes les règles décrites précédemment sont basées sur des travaux théoriques. Cependant, des efforts importants ont été faits dans le domaine expérimental afin de développer une règle fondée sur des résultats expérimentaux. Des essais de déformation progressive sur des éprouvettes ont été effectués, notamment celui de torsion alternée avec traction constante (cf. [paragraphe I.4.2](#)). Ces derniers ont été réalisés sur différentes conditions de chargement et d'environnement. A partir de leurs résultats, un diagramme a été construit : le diagramme d'efficacité ([figure I.30](#)). Ce diagramme est une courbe enveloppe aux résultats expérimentaux.

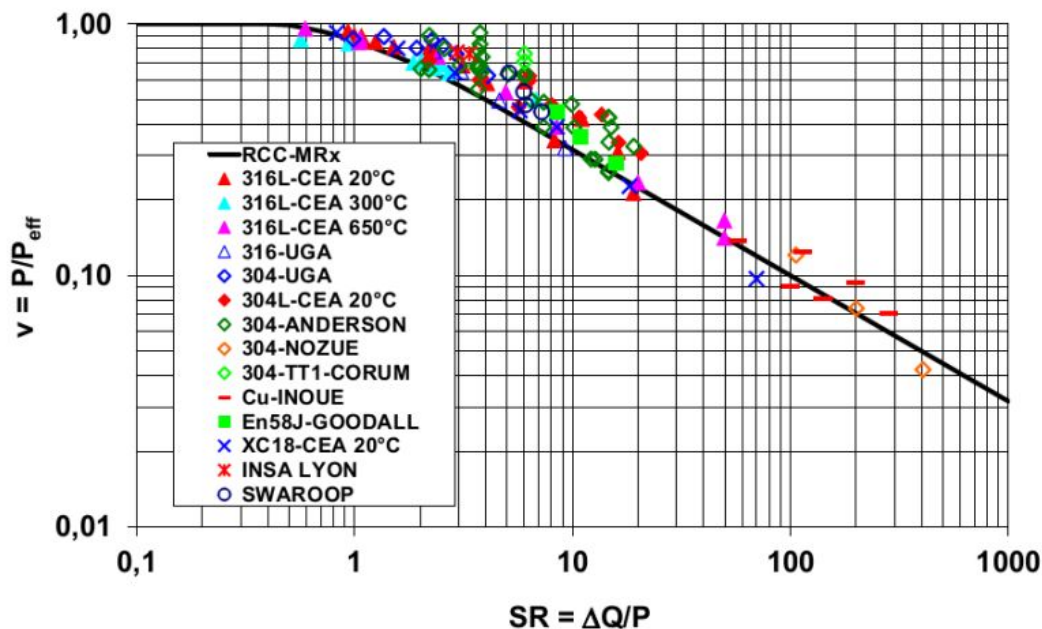


FIGURE I.30 – Diagramme d'efficacité

De même que pour le diagramme de Bree, nous déterminons la contrainte efficace P_{eff} , grâce au couple $(P, \Delta Q)$. L'application de la règle est souvent divisée en quatre parties :

1. déterminer P et ΔQ ,
2. calculer $SR = \Delta Q/P$,
3. calculer P_{eff} , selon l'équation I.17,
4. comparer à la contrainte de référence, $P_{eff} \leq kS_M$, où k dépend du matériau et de la nature de la contrainte étudiée.

$$P_{eff} = \begin{cases} P & \text{si } SR \leq 0,46 \\ \frac{P}{1,093 - 0,926 \left[\frac{SR}{1 + SR} \right]^2} & \text{si } 0,46 < SR \leq 4 \\ P\sqrt{SR} & \text{si } SR > 4 \end{cases} \quad (\text{I.17})$$

Cependant, cette règle, proposée par Cousseran et al. [Cousseran et al., 1980], ne prenait pas en compte certains cas industriels, plus précisément celui du niveau libre (cf. paragraphe I.4.4.4). En réalité, comme il n'y a pas de contrainte primaire la méthode n'est pas applicable. Pour combler ce problème, une modification a été apportée au calcul de P . Cette contrainte contient désormais une partie due aux efforts imposés et une autre due aux déformations imposées. Cette nouvelle contrainte est appelée σ_p et correspond à la moyenne entre la contrainte primaire P et la contrainte σ_N :

$$\sigma_p = \frac{1}{2} (P + \sigma_N) \quad (\text{I.18})$$

La contrainte σ_N correspond à la portion de contrainte secondaire qui se transforme en primaire. Celle-ci est déterminée sur les courbes monotones minimales, tout en appliquant la méthode de Neuber (figure I.31).

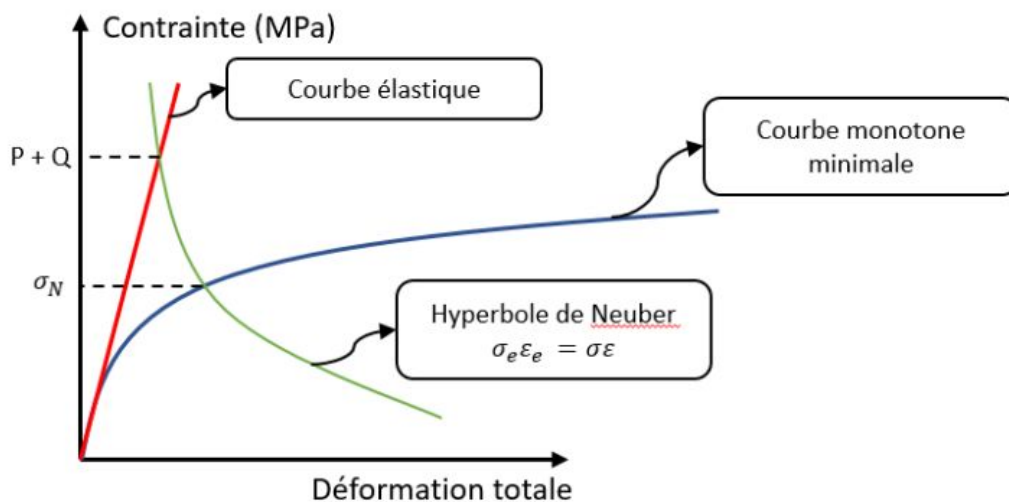


FIGURE I.31 – Détermination de la contrainte de Neuber σ_N

Enfin, pour tenir compte de la modification, il suffit de remplacer P par σ_p à l'équation I.17. Il est important de noter que ces variables sont calculées sur la contrainte de membrane et sur celle de membrane + flexion dans les analyses industrielles.

I.5.2.5 Méthode de Gatt

La méthode est une adaptation de la méthode du diagramme d'efficacité. Plus précisément, Gatt [Gatt, 1993] a proposé de déterminer la contrainte primaire σ_p sur des calculs élastoplastiques (figure I.32), au lieu d'utiliser les courbes monotones.

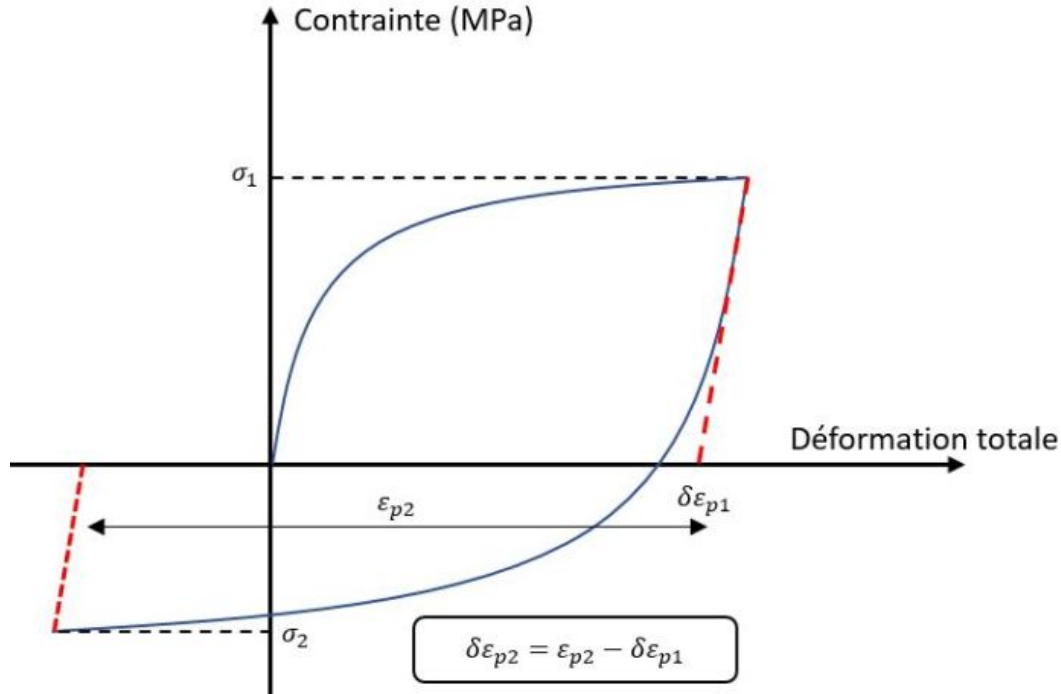


FIGURE I.32 – Détermination de la contrainte primaire σ_p

La contrainte primaire σ_p est calculée comme suit :

$$\sigma_p = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{(P+\sigma_1)\delta\varepsilon_{p1} + (P+\sigma_2)\delta\varepsilon_{p2}}{\delta\varepsilon_{p1} + \delta\varepsilon_{p2}} & \text{si plastification pendant la décharge} \\ \frac{1}{2} (P + \sigma_1) & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{I.19})$$

Une fois ces contraintes déterminées, l'application de la règle suit le même schéma que celui du diagramme d'efficacité (équation I.17).

I.5.2.6 Méthode de Taleb

Cette méthode est également dérivée de la règle du diagramme d'efficacité. En partant de l'équation de la contrainte efficace du diagramme d'efficacité, Taleb [Taleb, 1991] a proposé une nouvelle expression pour la contrainte efficace, ici appelée σ_{maxi} :

$$\sigma_{maxi} = \left(\frac{E\xi}{\sigma_p} \right)^{\frac{1}{2} \ln(1+\alpha\beta\gamma)} \sigma_p \quad (\text{I.20})$$

avec :

- $\xi = \max\{\varepsilon_1, \Delta\varepsilon\}$, obtenue par un calcul élastoplastique du premier cycle (figure I.33)
- α , β et γ des coefficients qui dépendent du matériau et du chargement.

Afin d'éviter les inconvénients du problème de niveau libre, la contrainte primaire σ_p est définie comme :

$$\sigma_p = \begin{cases} P & \text{si } P \neq 0 \\ (E\xi - Q_{maxi}) & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{I.21})$$

où Q_{maxi} représente la contrainte secondaire maximale sur un calcul élastique.

Pour vérifier ce critère, la déformation associée à σ_{maxi} sur la courbe de traction doit être inférieure à 2%.

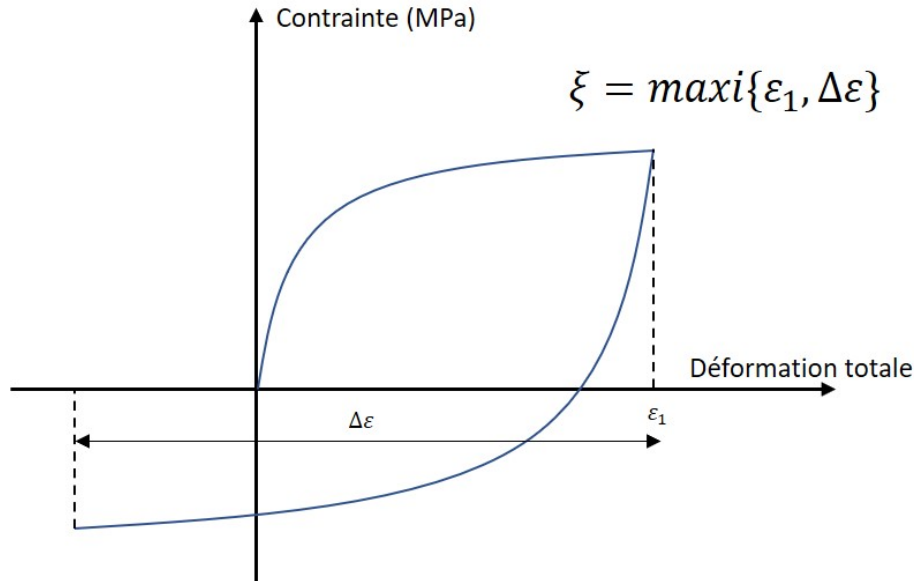


FIGURE I.33 – Détermination de ξ

I.5.3 Méthodes inélastiques complètes

Les méthodes inélastiques complètes reposent sur des calculs élastoplastiques cycliques. Pour ce faire, il est nécessaire d'utiliser des modèles de comportement robustes, autrement dit, capables de représenter les phénomènes cycliques, notamment la déformation progressive. En outre, la mise en œuvre des calculs inélastiques cycliques est indispensable. Comme ces derniers sont très coûteux en termes de temps de calcul, le recours à des algorithmes d'accélération de calculs cycliques est primordial.

Puisque les méthodes inélastiques complètes prennent en compte le comportement de l'ensemble de la structure, elles sont moins pénalisantes que les méthodes élastiques ou simplifiées. Néanmoins, aucune consigne n'est donnée ni pour l'identification des modèles de comportement ni pour l'utilisation des méthodes numériques d'accélération des calculs cycliques.

Les codes de construction imposent cependant des critères sur la déformation plastique pendant toute la durée de vie du composant. Selon le RCC-MRx, les déformations plastiques de membrane et de membrane + flexion ne doivent pas dépasser respectivement 1% et 2% pour les aciers inoxydables. Selon l'ASME, la déformation plastique locale doit rester inférieure à 5%, dans chaque point de la structure. Aucune limite n'est

indiqué dans le RCC-M. Il est aussi à noter qu'aucune condition n'est spécifiée sur le pas de rochet.

I.6 Conclusion

Dans un premier temps, cette revue bibliographique a été dédiée aux aciers inoxydables austénitiques. Ses propriétés métallurgiques et mécaniques ont été évoquées. Le comportement de ces aciers, qui sont largement utilisés dans les installations nucléaires, dépend fortement des conditions de chargement et d'environnement. Dans un deuxième temps, nous avons abordé le phénomène de déformation progressive. Il s'agit de l'apparition d'un incrément de déformation plastique à chaque cycle et celui-ci peut mener à la ruine de la structure. En outre la description du phénomène, nous avons listé les principaux facteurs qui peuvent influencer son apparition, à savoir l'écrouissage, les conditions de chargement et la température.

Ensuite, les principales expérimentations développées dans les dernières décennies pour étudier la déformation progressive ont été présentées. Ces essais serviront à valider le critère proposé dans nos travaux de thèse. Enfin, nous nous sommes intéressés aux méthodes de dimensionnement des structure en déformation progressive. Tout d'abord, les méthodes élastiques et simplifiées ont été abordées. Celles-ci visent à se prémunir du risque de déformation progressive à partir de calculs élastiques ou inélastiques simples. Néanmoins, comme ces méthodes reposent sur des approches analytiques simples ou sur des expérimentations non représentatives de la réalité industrielle, elles ne rendent pas compte de certains phénomènes physiques et donc, elles se révèlent être très pénalisantes. Quant aux méthodes inélastiques complètes, les codes de dimensionnement préconisent des critères sur la déformation plastique. Cependant, aucune consigne n'est donnée vis-à-vis de la procédure de calcul.

Cette étude bibliographique nous servira de base pour la suite de nos travaux. D'une part, celle-ci nous permettra de choisir un modèle de comportement capable de reproduire la déformation progressive et d'autres comportements cycliques et, d'autre part, de bien comprendre les mécanismes d'apparition de la déformation progressive. Ces analyses nous permettront d'établir une nouvelle règle pour écarter la déformation progressive. La prochaine étape des travaux est alors de présenter une liste non exhaustive des modèles de comportement existants et des méthodes numériques pour réaliser des calculs cycliques. Une nouvelle méthode d'accélération des calculs cycliques sera proposée.

CHAPITRE II

Modélisation et méthodes numériques pour simuler le comportement cyclique des structures métalliques

Sommaire

II.1 Introduction	35
II.2 Modélisation du comportement des matériaux métalliques	35
II.2.1 Cadre général de modélisation du comportement élastoplastique	35
II.2.2 Modèles à écrouissage cinématique	38
II.2.2.1 Modèle de Prager	38
II.2.2.2 Modèle de Mroz-Garud-Besseling	39
II.2.2.3 Modèle d'Armstrong-Frederick	41
II.2.2.4 Modèle de Chaboche	43
II.2.2.5 Modèle d'Ohno-Wang	44
II.2.2.6 Modèle de Chen-Jiao-Kim	46
II.2.3 Modèles à écrouissage isotrope	47
II.2.4 Modèles à écrouissage mixte	47
II.2.5 Identification des modèles de comportement	49
II.3 Méthodes numériques pour réaliser des calculs cycliques .	50
II.3.1 Méthode d'intégration pas à pas	51
II.3.2 Accélération de la méthode d'intégration pas à pas	51
II.3.2.1 Solution exacte d'un calcul thermo-élastique	54
II.4 Conclusion	55

II.1 Introduction

Dans ce chapitre nous allons traiter, d'une part, la modélisation du comportement des matériaux métalliques et d'autre part, les méthodes numériques pour simuler les calculs cycliques.

La première partie commence par un rappel du cadre général de modélisation du comportement élastoplastique. Puis, nous présentons certains modèles de comportement adaptés à la modélisation du comportement cyclique. Nous discutons également de l'identification des paramètres de ces modèles.

La seconde partie débute par la présentation de la méthode d'intégration pas à pas. Ensuite, nous proposons une nouvelle méthode d'accélération des calculs cycliques. On termine cette seconde partie en résolvant un problème en thermoélasticité.

II.2 Modélisation du comportement des matériaux métalliques

Pour modéliser le comportement des matériaux métalliques, deux approches sont habituellement utilisées : une dite « micro-macroscopique » et une autre appelée « macroscopique ». L'approche micro-macroscopique s'intéresse à modéliser le comportement des matériaux par l'évolution de variables internes à l'échelle du grain. L'approche macroscopique, ou phénoménologique, consiste à établir des relations mathématiques entre les grandeurs observables à l'échelle macroscopique (la déformation, la contrainte, etc) à partir des essais mécaniques et des modèles rhéologiques.

Dans ce qui suit, nous traiterons cette dernière approche, soit l'approche macroscopique.

II.2.1 Cadre général de modélisation du comportement élastoplastique

Nous n'aborderons pas ici les formulations thermodynamiques. A ce titre, nous renvoyons pour cela à l'ouvrage de Lemaitre et al [Lemaitre et al., 2020].

On se place dans le cadre d'une formulation élastoplastique. Cette formulation s'appuie premièrement sur la partition de la déformation totale en hypothèse HPP. Plus précisément, les essais mécaniques montrent que celle-ci peut être décomposée en deux parties : une élastique et une plastique :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (\text{II.1})$$

La déformation élastique $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ liée aux phénomènes réversibles obéit à la loi de Hooke qui s'écrit pour un matériau métallique :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbb{C}^{-1} : \boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{E} [(1 + \nu)\boldsymbol{\sigma} - \nu \text{Tr}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{I}] \quad (\text{II.2})$$

où \mathbb{C} représente le tenseur des rigidités élastiques d'ordre quatre, \mathbb{C}^{-1} le tenseur des souplesses, $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes, E le module d'Young et ν le coefficient de Poisson.

Pour modéliser les processus irréversibles et donc la déformation plastique ε^p , il convient d'introduire :

- un domaine d'élasticité,
- une loi d'écoulement,
- des variables internes associées à l'écrouissage.

Le domaine d'élasticité correspond à un domaine convexe à l'intérieur duquel tout trajet de chargement conduit à un comportement purement élastique. Ce domaine est défini par un critère de plasticité tels que celui de Tresca, de Drucker-Prager, de von Mises. Nous adoptons le critère le plus courant pour les matériaux métalliques, à savoir celui de von Mises. Le critère de plasticité est alors défini comme suit :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, R) = J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) - (\sigma_y + R) \quad (\text{II.3})$$

\mathbf{X} est le tenseur déviateur pour la variable d'écrouissage cinématique, σ_y la limite d'élasticité et R la variable scalaire d'écrouissage isotrope. $J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})$ représente l'invariant de von Mises et est défini par :

$$J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{S} - \mathbf{X}) : (\mathbf{S} - \mathbf{X})} \quad (\text{II.4})$$

$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - 1/3\text{Tr}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{I}$ est le déviateur de $\boldsymbol{\sigma}$.

La loi d'écoulement permet de définir le taux de déformation plastique. Dans le cadre la plasticité associée, la loi d'écoulement des modèles élastoplastiques est illustrée sur la figure II.1 et donnée par :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = -\dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{X}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{\lambda} \mathbf{n} \quad (\text{II.5})$$

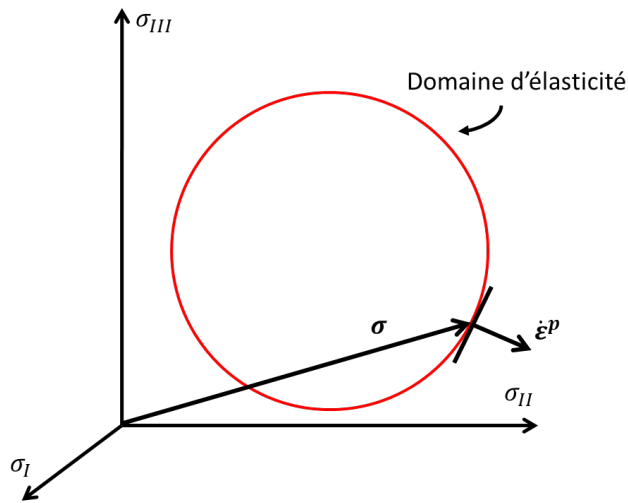


FIGURE II.1 – Direction du taux de déformation plastique pour une condition de chargement

Le multiplicateur plastique $\dot{\lambda}$ est un scalaire et désigne l'intensité de l'écoulement. En plasticité, celui-ci est obtenu par la condition de consistance $\dot{f} = 0$ qui vérifie que le point de chargement reste sur la surface de charge. Le tenseur \mathbf{n} qui est définie comme la normale unitaire au domaine d'élasticité donne la direction d'écoulement. En raison de cela, cette loi est également appelée « règle de normalité ». En utilisant l'équation II.3, on déduit la normale unitaire :

$$\mathbf{n} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\mathbf{S} - \mathbf{X}}{J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})} \quad (\text{II.6})$$

La déformation plastique induit un durcissement du matériau appelé écrouissage. On distingue généralement deux types d'écrouissage : l'écrouissage cinématique et l'écrouissage isotrope. L'écrouissage cinématique correspond à la translation du domaine d'élasticité et la variable « \mathbf{X} » traduit le déplacement du centre du domaine d'élasticité (figure II.2). Sa variable d'état associée est la déformation plastique ε^p (équation II.5).

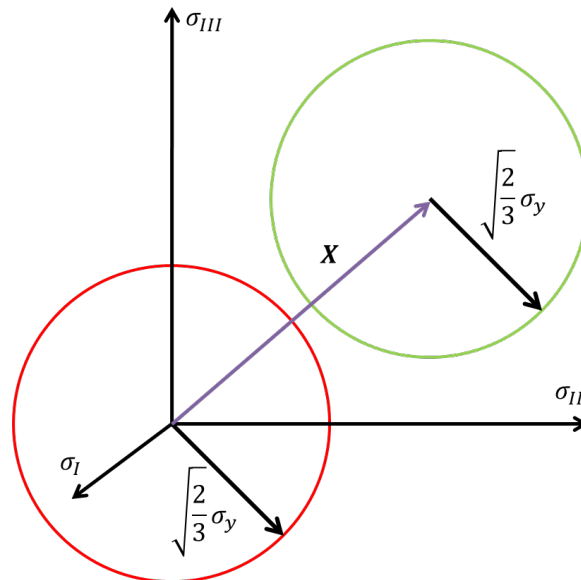


FIGURE II.2 – Évolution du domaine d'élasticité en présence d'un écrouissage cinématique

L'écrouissage isotrope est associé à l'expansion ou à la diminution du domaine d'élasticité. Cette évolution est caractérisée par la variable R (figure II.3). Sa variable d'état associée est la déformation plastique équivalente cumulée p qui est telle que :

$$\dot{p} = -\dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial R} \quad (\text{II.7})$$

Cette déformation cumulée correspond à la longueur du trajet de déformation. On montre par ailleurs que sa norme est égale à :

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p} \quad (\text{II.8})$$

A l'aide de la condition de consistance $\dot{f} = 0$, on déduit :

$$\dot{p} = \dot{\lambda} \quad (\text{II.9})$$

Les conditions d'écoulement sont alors définies comme suit :

$$\begin{cases} \text{Comportement élastique si :} & f < 0 \\ \text{Écoulement plastique si :} & f = 0 \text{ et } \dot{f} = 0 \\ \text{Décharge élastique si :} & f = 0 \text{ et } \dot{f} < 0 \end{cases} \quad (\text{II.10})$$

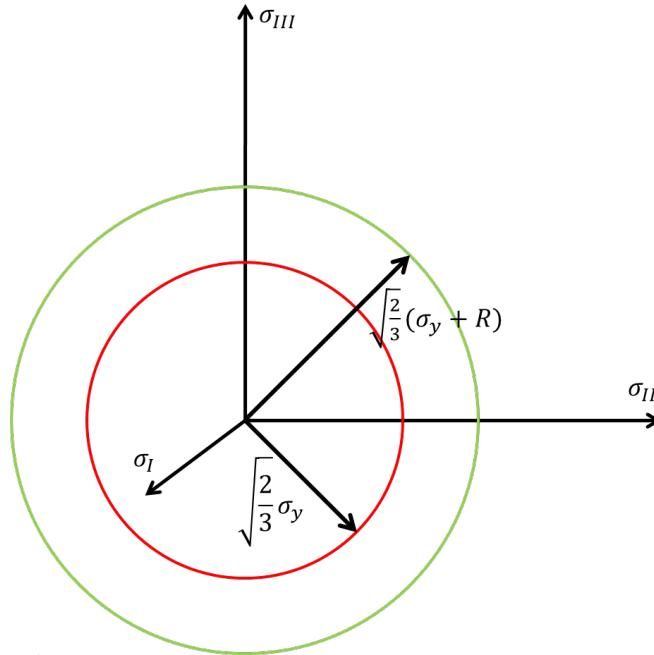


FIGURE II.3 – Évolution du domaine d'élasticité en présence d'un écrouissage isotrope

II.2.2 Modèles à écrouissage cinématique

La modélisation du comportement des matériaux sous des chargements cycliques nécessite de bien reproduire l'effet Baushinger et plus globalement les courbes cycliques du matériau. Pour cela, il est nécessaire d'introduire un écrouissage cinématique dans le modèle de comportement. Par conséquent, depuis plusieurs années, de nombreux modèles à écrouissage cinématique ont été développés afin de modéliser le plus finement possible les phénomènes cycliques, notamment la déformation progressive. Par la suite, nous présentons quelques-uns de ces modèles.

Il est important de préciser qu'en l'absence d'écrouissage isotrope, le critère de plasticité (équation II.3) se réduit à :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}) = J(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) - \sigma_y \quad (\text{II.11})$$

II.2.2.1 Modèle de Prager

Prager [Prager, 1956], à notre connaissance, a été le premier auteur à proposer ce type de modèle : le modèle à écrouissage cinématique linéaire sous la forme :

$$\mathbf{X} = \frac{2}{3}C\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (\text{II.12})$$

C est un paramètre matériau. Ce modèle a initialement été proposé pour décrire l'effet Bauschinger (cf. sous-section I.2.2). Grâce à sa simplicité, il est facilement implémenté dans les codes de calcul par éléments finis et sa résolution numérique est peu coûteuse. Toutefois, en raison de sa forme linéaire, il est réputé pour être incapable de reproduire ni les courbes d'hystérésis expérimentales (figure II.4) ni le phénomène de rochet de comportement. Bari et Hassan [Bari and Hassan, 2000] ont vérifié que ce modèle conduit bien à une accommodation plastique après le premier cycle pour un essai de rochet 1D (figure II.5a) et après quelques cycles pour un essai de rochet 2D (figure II.5b).

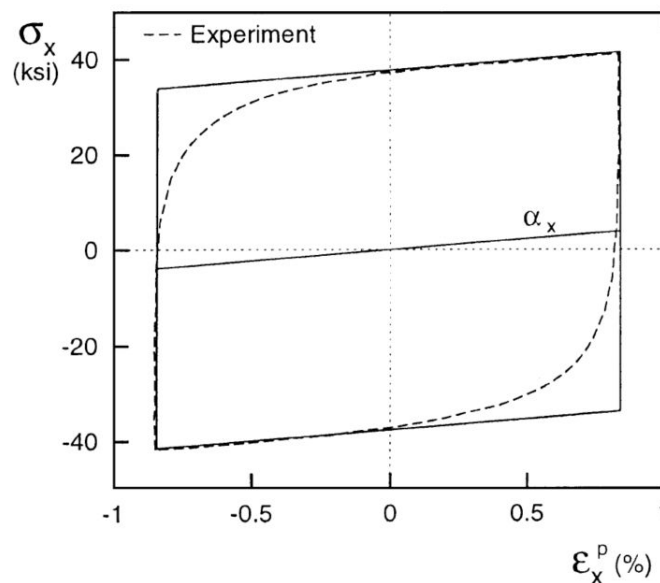


FIGURE II.4 – Réponse du modèle de Prager pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]

II.2.2.2 Modèle de Mroz-Garud-Besseling

Une amélioration du modèle de Prager a été proposée par Mroz [Mróz, 1967] et affinée par Garud [Garud, 1981]. Il s'agit du modèle multi-couches. Ils proposent d'introduire diverses pentes d'écrouissage qui sont associées à plusieurs surfaces de charge. Ces surfaces sont reliées entre-elles par des relations telles que :

- (i) les surfaces de charge restent tangentes au point de chargement,
- (ii) ces surfaces ne se croisent jamais.

Cette formulation est néanmoins assez complexe à mettre en oeuvre dans les codes de calcul par éléments finis. Une formulation moins complexe du modèle multi-couches a été introduite par Besseling [Besseling, 1958]. Ce dernier propose d'utiliser plusieurs écrouissages cinématiques linéaires en série et sans introduire des conditions spécifiques sur les surfaces de charge. Considérons un modèle à trois surfaces de charge σ_1 , σ_2 et σ_3 (figure II.6). Pour un essai de traction monotone avec $\sigma > \sigma_3$, on obtient la relation suivant entre $\sigma - \varepsilon^p$:

$$\sigma = \frac{1}{C_1 C_2 + C_2 C_3 + C_3 C_1} (C_1 C_2 C_3 \varepsilon^p + C_2 C_3 \sigma_1 + C_1 C_3 \sigma_2 + C_1 C_2 \sigma_3) \quad (\text{II.13})$$

avec C_1 , C_2 et C_3 qui sont les paramètres matériaux du modèle cinématique linéaire.

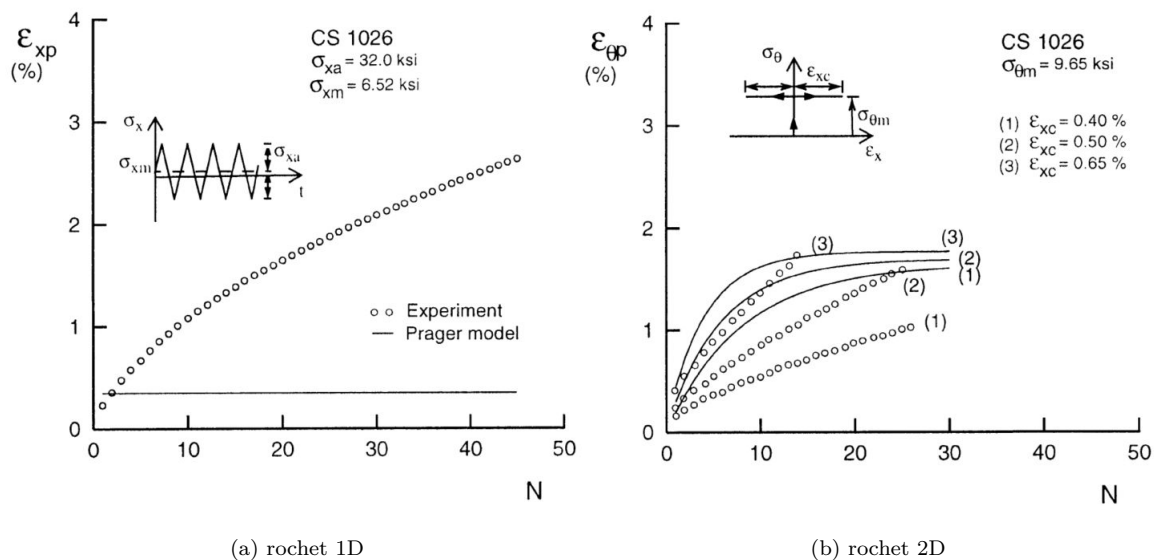


FIGURE II.5 – Réponse du modèle de Prager pour des essais de déformation progressive [Bari and Hassan, 2000]

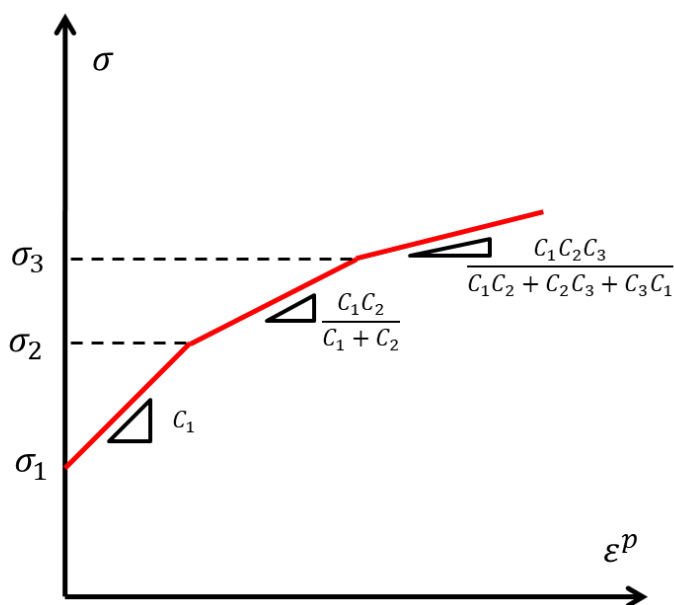


FIGURE II.6 – Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling en traction monotone

Pour des essais uniaxiaux, ce modèle multi-couches décrit bien les courbes d’hystérésis (figure II.7). Bien que ce modèle soit connu pour conduire à un phénomène d’accommodation plastique pour des essais de rochet 1D (figure II.8a), Gustafsson [Gustafsson and

Möller, 2015] a montré qu'il a la capacité à décrire le rochet 2D (figure II.8b). Malgré sa simplicité, ce modèle est peu utilisé en pratique.

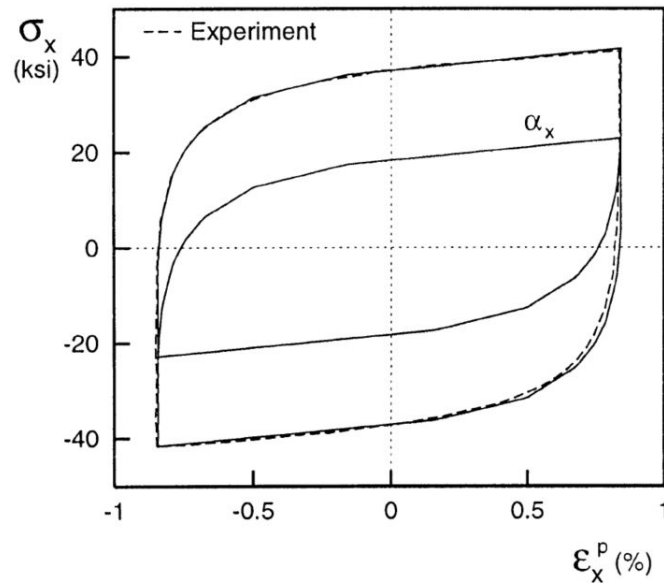
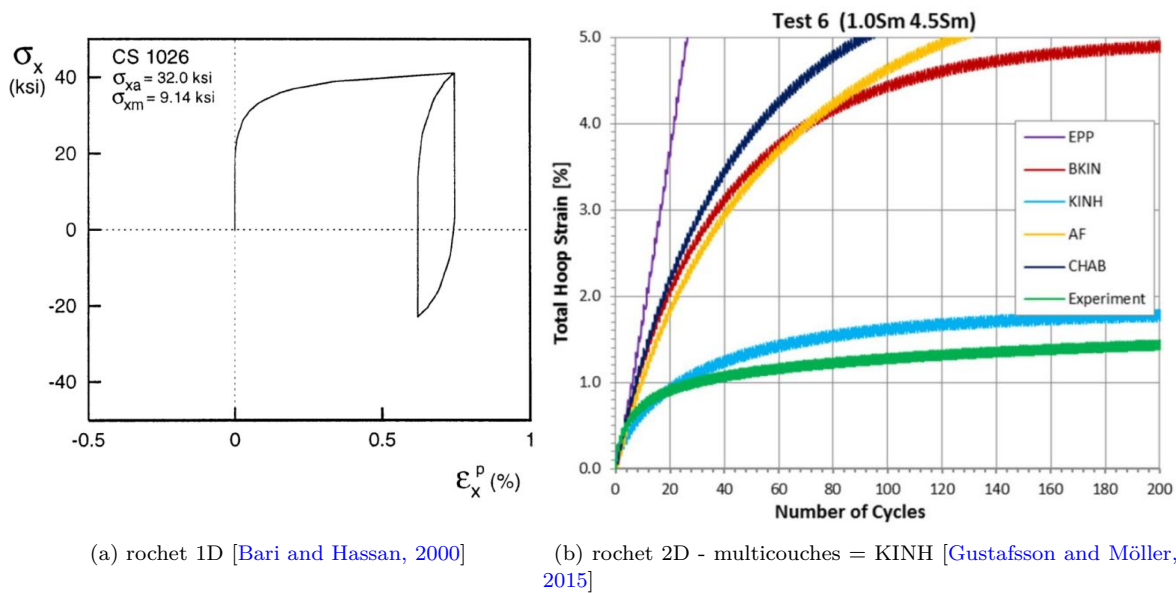


FIGURE II.7 – Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]



(a) rochet 1D [Bari and Hassan, 2000]

(b) rochet 2D - multicouches = KINH [Gustafsson and Möller, 2015]

FIGURE II.8 – Réponse du modèle de Mroz-Garud-Besseling pour des essais de déformation progressive

II.2.2.3 Modèle d'Armstrong-Frederick

Afin d'améliorer la modélisation du comportement cyclique, Armstrong et Frederick [Armstrong and Frederick, 1966] ont proposé d'ajouter une partie non linéaire, aussi appelée « terme de rappel », au modèle de Prager sous forme différentielle :

$$\dot{X} = \frac{2}{3}C\dot{\varepsilon}^p - \gamma X\dot{p} \quad (\text{II.14})$$

avec γ le nouveau paramètre matériau.

Pour un essai uniaxial sous contrainte symétrique avec l'état initial (ε_0^p, X_0) , ce modèle a la forme exponentielle suivante :

$$X = \frac{1}{s\gamma} [C + (s\gamma X_0 - C) \exp(-s\gamma(\varepsilon^p - \varepsilon_0^p))] \quad (\text{II.15})$$

avec $s = +1$ si traction et $s = -1$ si compression. Il apporte une nette amélioration à la représentation des boucles d'hystérésis vis-à-vis du modèle de Prager (figure II.9). Néanmoins, puisque les courbes expérimentales ne sont pas nécessairement en format exponentiel, ce modèle ne parvient pas pleinement à les décrire dans certaines zones.

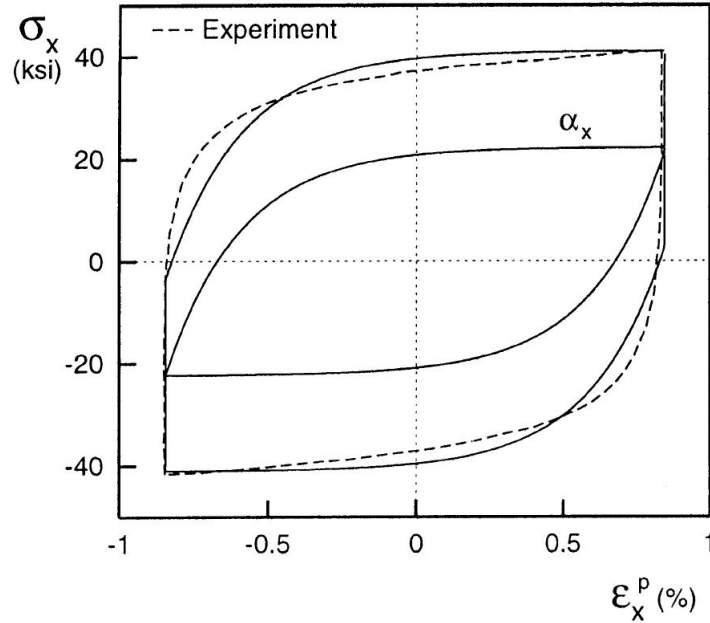


FIGURE II.9 – Réponse du modèle d'Armstrong-Frederick pour un essai uniaxial [Bari and Hassan, 2000]

Il est également inapproprié d'utiliser ce modèle pour simuler le phénomène de déformation progressive. Sous contrainte non-symétrique, la forme de cette loi d'érouissage cinématique change entre la tension et la compression en raison du terme de rappel (figure II.10a). Par conséquent, les boucles d'hystérésis ne se ferment jamais et un pas de rochet constant apparaît. Ce dernier est donné tel que :

$$\delta\varepsilon_{rochet}^p = \frac{1}{\gamma} \ln \left(\frac{X_{min}^2 - (C/\gamma)^2}{X_{max}^2 - (C/\gamma)^2} \right) \quad (\text{II.16})$$

X_{max} et X_{min} sont respectivement les érouissages pendant la traction et la compression. Les résultats expérimentaux montrent néanmoins que le pas de rochet est assez important en début de cycle, puis il a tendance à diminuer et à se stabiliser, voire même

à s'arrêter dans le cadre d'un matériau durcissant (figure II.10b). La même tendance est observée pour les essais de rochet 2D. On peut donc penser que les simulations surestiment les résultats expérimentaux (figure II.8b - AF = modèle d'Armstrong-Frederick).

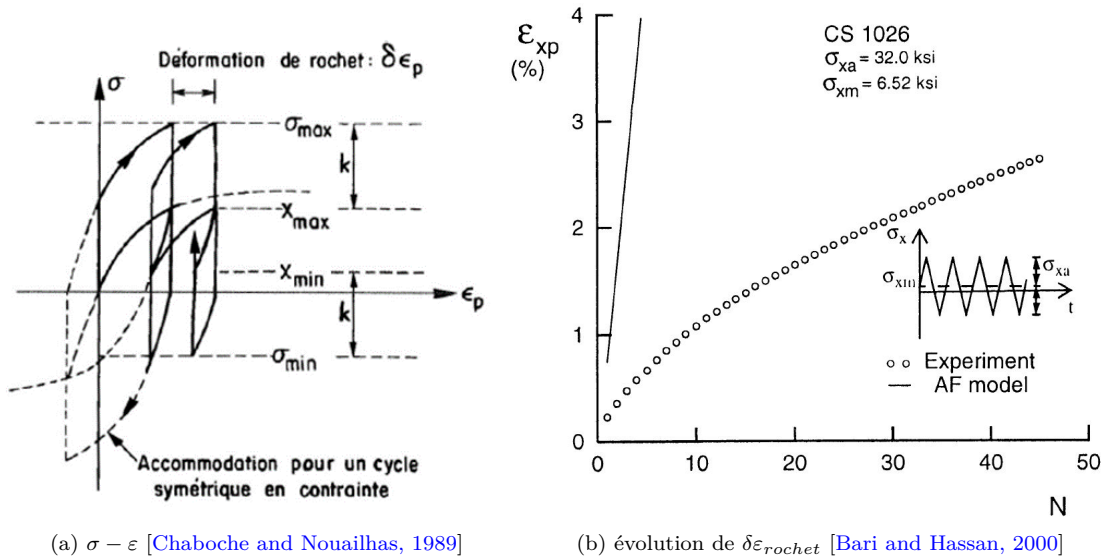


FIGURE II.10 – Réponse du modèle d'Armstrong-Frederick pour un essai de rochet 1D

II.2.2.4 Modèle de Chaboche

Afin d'améliorer la modélisation du comportement cyclique des matériaux et des structures, Chaboche [Chaboche et al., 1979, Chaboche and Rousselier, 1983] a proposé de combiner plusieurs écrouissages cinématiques non-linéaires :

$$\dot{\mathbf{X}} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{2}{3} C_i \dot{\varepsilon}^p - \gamma_i \mathbf{X}_i \dot{p} \right) \quad (\text{II.17})$$

La superposition de plusieurs écrouissages permet de segmenter l'évolution du domaine plastique. Considérons trois variables d'écrouissage cinématique non-linéaires, une variable X_1 représente la transition élastoplastique puis une autre variable X_2 décrit la partie transitoire suite aux premières plastifications et enfin une dernière X_3 modélise le comportement pour les grandes déformations (figure II.11a).

En ce qui concerne la modélisation du phénomène de rochet, ce modèle permet d'obtenir une bonne représentation du rochet 1D (figure II.11b). Dans le cas des essais de rochet 2D, ce modèle a tendance à surestimer les résultats expérimentaux (figure II.8b - CHAB = modèle de Chaboche). Malgré la superposition des écrouissages cinématiques, il produit toujours un pas de rochet très important.

Chaboche [Chaboche, 1991] a ainsi proposé une nouvelle modification au terme de rappel. Son modèle cinématique non-linéaire possède désormais quatre variables d'écrouissages (équation II.17 - $n = 4$) :

$$\dot{\mathbf{X}}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\varepsilon}^p - \gamma_i \left\langle 1 - \frac{X_i^l}{J(\mathbf{X}_i)} \right\rangle \mathbf{X}_i \dot{p} \quad (\text{II.18})$$

X_i^l est le seuil d'écroûissage et $\langle x \rangle$ les crochets de Macauley. Ce dernier sert à décrire la fonction rampe :

$$\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & \text{si } x < 0 \\ x & \text{si } x \geq 0 \end{cases} \quad (\text{II.19})$$

L'idée de Chaboche est d'avoir plusieurs écroûissages cinématiques linéaires au début du chargement et au fur et à mesure de l'évolution de la plasticité, d'ajouter le terme non-linéaire. Bari et Hassan ont cependant montré que cette nouvelle modification n'apportait pas énormément de changement quand elle est comparée au modèle à trois variables d'écroûissage cinématique.

Néanmoins, il est important de signaler que cette loi reste simple et a un fondement physique. C'est pourquoi, divers auteurs ont repris l'idée de Chaboche puis ont essayé d'améliorer l'expression du modèle d'Armstrong-Frederick, notamment celle du terme de rappel, afin de mieux décrire le phénomène de rochet. Nous présentons ci-après deux de ces modèles.

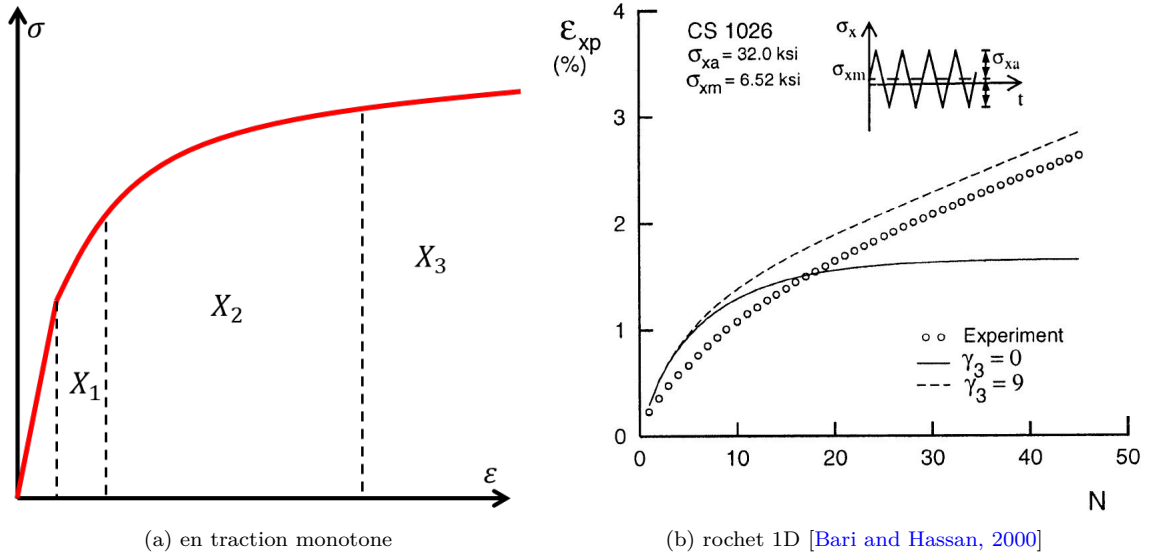


FIGURE II.11 – Réponse du modèle de Chaboche

II.2.2.5 Modèle d'Ohno-Wang

Afin de remédier à la forte déformation progressive du modèle de Chaboche pour des essais de rochet 2D, Ohno-Wang [Ohno and Wang, 1993b, Ohno and Wang, 1993a] ont modifié le terme de rappel :

$$\dot{\mathbf{X}} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{2}{3} C_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \gamma_i \left(\frac{J(\mathbf{X}_i)}{C_i / \gamma_i} \right)^{m_i} \mathbf{X}_i \left\langle \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \frac{\mathbf{X}_i}{J(\mathbf{X}_i)} \right\rangle \right) \quad (\text{II.20})$$

m_i est le nouveau paramètre matériau introduit par Ohno-Wang.

Le terme de rappel n'est plus proportionnel à « \dot{p} » mais plutôt au produit « $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \frac{\mathbf{X}}{J(\mathbf{X})}$ » (figure II.12). Bien que ces deux termes soient similaires pour des essais de rochet 1D,

ils ne sont plus les mêmes dans les cas multiaxiaux. Comme le produit $\dot{\epsilon}^p : \frac{\mathbf{X}}{J(\mathbf{X})}$ est plus petit que \dot{p} , le terme de rappel devient moins important et, par conséquent, ce modèle prédit moins de déformation progressive.

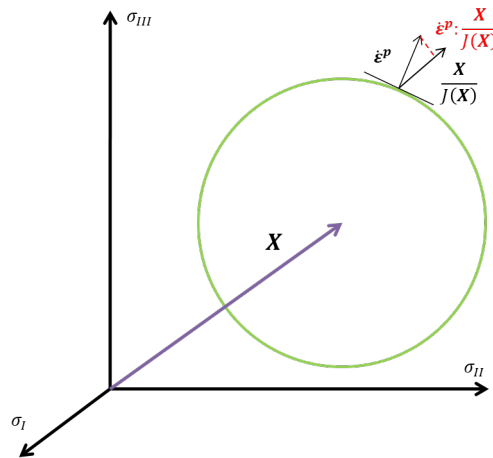


FIGURE II.12 – Représentation spatiale du nouveau terme introduit par Ohno-Wang

Ohno-Wang préconisent l'utilisation d'un grand nombre de variables d'érouissage. Ceci vient du fait que le modèle a un fort caractère linéaire avant d'atteindre la stabilisation. C'est-à-dire que la partie linéaire (modèle de Prager) aura d'autant plus d'influence que le terme de rappel sera faible.

Même si ce modèle donne des résultats plus intéressants que celui de Chaboche, pour des essais de rochet 2D, il continue à surestimer la réponse expérimentale (figure II.13). En pratique, la variable m_i est déterminée à partir des essais rochet 1D et elle ne tient donc pas compte de la multiaxialité du chargement.

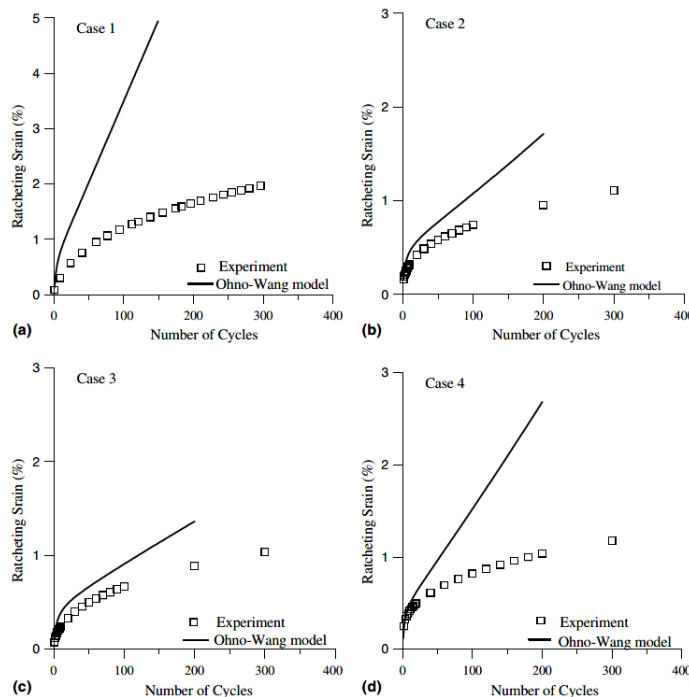


FIGURE II.13 – Réponse du modèle d'Ohno-Wang pour des essais de rochet 2D [Chen et al., 2005]

II.2.2.6 Modèle de Chen-Jiao-Kim

Chen et al. [Chen et al., 2005] ont proposé de modifier le modèle d'Ohno-Wang pour prendre en compte l'effet de multiaxialité du chargement. Pour cela, ils introduisent un terme dépendant de la normale à la surface de charge \mathbf{n} et de l'écroutissage cinématique \mathbf{X}_i . La nouvelle expression d'écroutissage cinématique s'écrit alors :

$$\dot{\mathbf{X}} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{2}{3} C_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \gamma_i \left\langle \mathbf{n} : \frac{\mathbf{X}_i}{J(\mathbf{X}_i)} \right\rangle^{\chi_i} \left(\frac{J(\mathbf{X}_i)}{C_i/\gamma_i} \right)^{m_i} \mathbf{X}_i \left\langle \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \frac{\mathbf{X}_i}{J(\mathbf{X}_i)} \right\rangle \right) \quad (\text{II.21})$$

χ_i est le nouveau paramètre matériau.

Pour des chargements uniaxiaux, comme ce nouveau terme $\mathbf{n} : \frac{\mathbf{X}_i}{J(\mathbf{X}_i)}$ est unitaire, ce modèle se réduit à celui d'Ohno-Wang. Cependant, lorsque on applique un chargement multiaxial ce terme est inférieur à « 1 » et le paramètre χ_i peut alors être ajusté aux résultats expérimentaux. Chen et al. ont montré que les simulations du rochet 2D avec ce modèle donnent des résultats comparables aux résultats expérimentaux (figure II.14).

Il est important de noter que, malgré les bons résultats, les deux modèles présentés précédemment demandent un nombre considérable de données expérimentales pour identifier leurs paramètres. En outre, la validation physique de ces paramètres peut potentiellement être source d'incertitude.

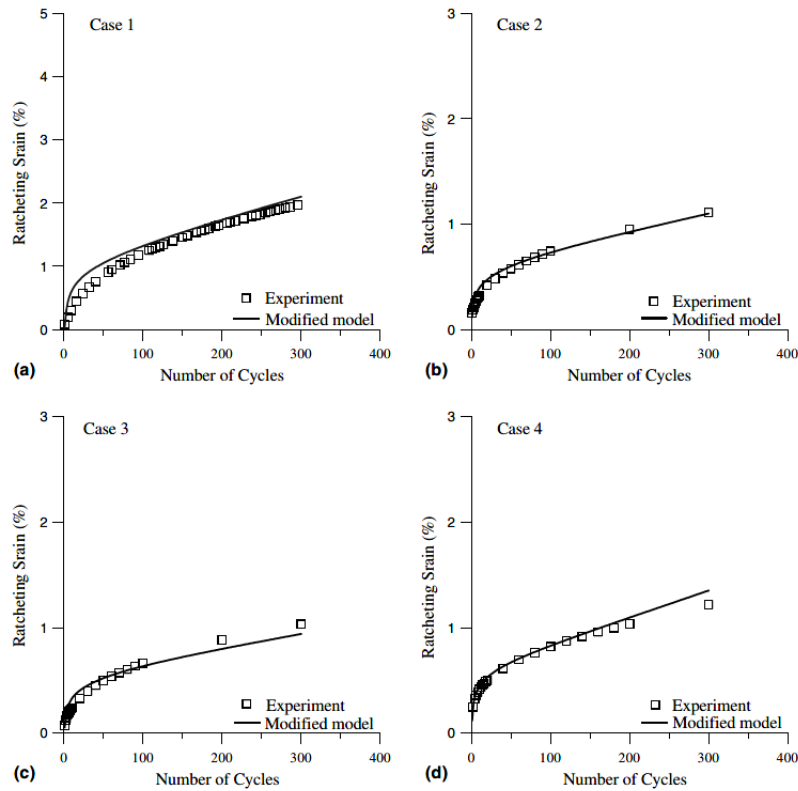


FIGURE II.14 – Réponse du modèle de Chen-Jiao-Kim pour des essais de rochet 2D [Chen et al., 2005]

II.2.3 Modèles à écrouissage isotrope

Comme il a été mentionné auparavant, l'écrouissage isotrope décrit l'évolution de la taille du domaine d'élasticité. La manière la plus simple d'introduire cet écrouissage est de faire dépendre la limite d'élasticité de la déformation plastique cumulée p via la variable $R(p)$. Ceci signifie qu'après un chargement plastifiant, la nouvelle limite d'élasticité prendra la valeur $\sigma_y + R(p)$. Ainsi, le domaine d'élasticité évolue tel que :

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{R}) = J(\boldsymbol{\sigma}) - (\sigma_y + R(p)) \quad (\text{II.22})$$

La loi d'écrouissage isotrope couramment utilisée est celle exponentielle :

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p} \quad (\text{II.23})$$

Q est un paramètre matériau représentant la valeur saturée de l'écrouissage et b contrôle la cinétique de saturation de cette loi d'écrouissage.

Cette loi permet de reproduire les courbes de traction monotone, pour certains niveaux de déformation. On note également que la variable Q est constante et ne dépend pas de l'amplitude de chargement appliquée.

Il est néanmoins important de signaler qu'étant donné que les modèles à écrouissage isotrope ne reproduisent ni l'effet Bauschinger ni le phénomène de rochet, ils ne sont pas adaptés à la modélisation du comportement cyclique des structures. Ils doivent en effet être réservés aux chargements monotones. Une alternative est d'utiliser des modèles à écrouissage mixte. Ceux-ci permettent de modéliser à la fois les comportements monotone et cyclique.

II.2.4 Modèles à écrouissage mixte

Il est possible de combiner les deux types d'écrouissage. Cela semble intéressant lorsque l'on souhaite modéliser le comportement des matériaux durcissants ou adoucissants sous chargements cycliques. Pour ces modèles, la surface de charge est définie selon l'équation II.3.

Un modèle mixte assez répandu est celui fondé sur la superposition de plusieurs écrouissages cinématiques (cf. [paragraphe II.2.2.4](#)) et un écrouissage isotrope (cf. [paragraphe II.2.3](#)). Toutefois, pour des essais uniaxiaux, les observations expérimentales montre que la variable isotrope dépend de l'amplitude de chargement ([figure II.15](#)).

Chaboche et al. [[Chaboche et al., 1979](#), [Chaboche, 1989](#)] ont alors proposé une nouvelle formulation de l'écrouissage isotrope R permettant d'associer Q à l'amplitude de déformation plastique $\Delta\varepsilon^p$. L'équation II.23 est toujours utilisée mais l'expression de Q s'écrit sous la forme :

$$\dot{Q} = 2\beta(Q_M - Q)\dot{q} \quad \text{avec } Q(q = 0) = Q_0 \quad (\text{II.24})$$

Q_M et Q_0 correspondent respectivement aux valeurs asymptotiques maximale et minimale. La variable β , quant à elle, contrôle la cinétique du chargement. Pour décrire l'évolution de la variable q , Chaboche et al. définissent dans l'espace des déformations

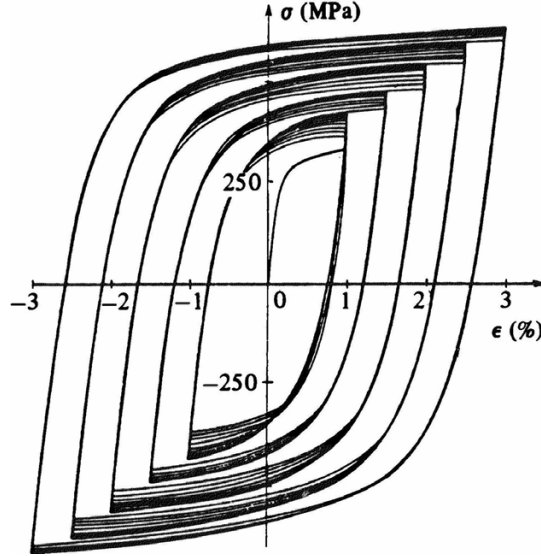


FIGURE II.15 – Cycles stabilisés pour différentes amplitudes de déformation sur l'acier 316L [Chaboche et al., 1979]

plastiques une surface d'écoulement $F = 0$ à l'intérieur de laquelle Q est une constante et détermine le domaine de non-écrouissage. La surface F est alors définie comme suit :

$$F = \sqrt{\frac{2}{3}} (\boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\zeta}) : (\boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\zeta}) - q \quad (\text{II.25})$$

Le formalisme de cette surface F et de son évolution est analogue à celui de la surface f dans l'espace des contraintes principales (équation II.3). q et ζ représentent respectivement la taille et le centre de la surface f (figure II.16). Leurs lois d'évolution s'écrivent :

$$\dot{q} = \eta H(F) \langle \mathbf{n} : \mathbf{n}^* \rangle \dot{p} \quad (\text{II.26})$$

$$\dot{\boldsymbol{\zeta}} = \sqrt{\frac{3}{2}} (1 - \eta) H(F) \langle \mathbf{n} : \mathbf{n}^* \rangle \mathbf{n}^* \dot{p} \quad (\text{II.27})$$

$$\mathbf{n}^* = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\zeta}}{\sqrt{\frac{3}{2}} (\boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\zeta}) : (\boldsymbol{\varepsilon}^p - \boldsymbol{\zeta})} \quad (\text{II.28})$$

Le paramètre matériau η est un paramètre permettant d'introduire une mémoire progressive d'écrouissage, soit un autre paramètre contrôlant la cinétique du modèle. Par exemple, avec $\eta = 0,5$, on obtient une mémoire instantanée et la stabilisation est atteinte une fois le premier cycle effectué. \mathbf{n}^* est similaire à \mathbf{n} , il correspond à la normal unitaire à la surface d'écoulement F et $H(F)$ est la fonction d'Heaviside de F .

Pendant longtemps, ces modèles n'ont pas été considérés lorsque l'on souhaitait modéliser le phénomène de déformation progressive. En réalité, l'écrouissage cinématique était considéré comme étant la principale variable pour modéliser le phénomène de rochet tandis que l'écrouissage isotrope n'apportait qu'un effet ordinaire. Plus récemment, certains auteurs suggèrent [Rahman et al., 2008, Bari and Hassan, 2000] ou préconisent

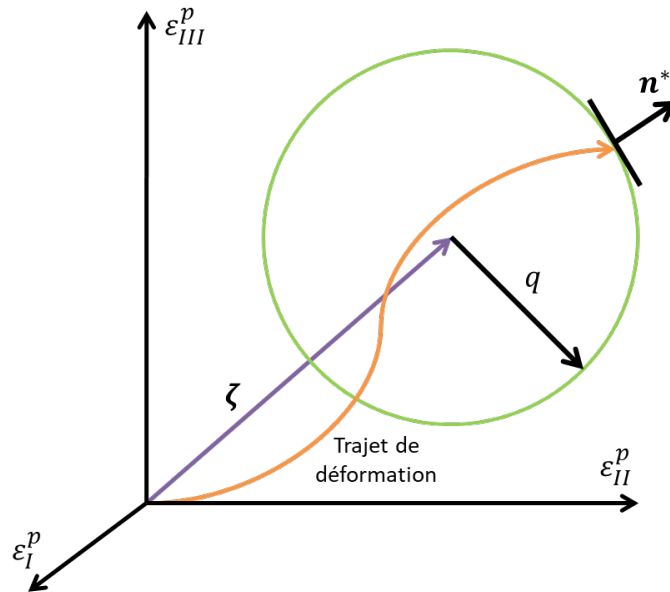


FIGURE II.16 – Surface d'écoulement définissant la mémoire d'écrouissage dans l'espace des déformations plastiques

[Portier, 1999] l'utilisation des modèles mixtes afin de modéliser la déformation progressive. La robustesse des modèles mixtes à reproduire le phénomène de rochet sera étudiée dans les présents travaux.

II.2.5 Identification des modèles de comportement

L'emploi d'un modèle de comportement requiert l'identification de ses paramètres. Pour ce faire, il est nécessaire de disposer d'une base de données expérimentales assez conséquente. En règle générale, plus le modèle est complexe, plus son identification demande un nombre important de données expérimentales.

Pour identifier les modèles décrits auparavant, nous pouvons utiliser jusqu'à cinq types de courbes expérimentales :

- (i) Courbes de traction monotone,
- (ii) Cycles stabilisés,
- (iii) Courbes cycliques réduites,
- (iv) Rochet 1D,
- (v) Rochet 2D.

Les courbes de traction monotone sont les plus courantes dans les bases de données matériaux des codes de dimensionnement. Les cycles stabilisés issus des essais uniaxiaux à déformation imposée (figure II.15) sont très utiles quand il s'agit de simuler le comportement cyclique des matériaux mais on ne les trouve que très rarement dans ces bases de données. En revanche, on y trouve de plus en plus les courbes cycliques réduites ou tout simplement les courbes cycliques. Ces courbes correspondent aux relations $(\frac{\Delta \epsilon}{2}, \frac{\Delta \sigma}{2})$ issues des cycles stabilisés. Il est important de noter que certains ouvrages [RCC-MRx, 2018] font la différence entre la courbe cyclique et la courbe cyclique réduite. La figure II.17 illustre ces trois courbes.

Les paramètres C_i et γ_i des modèles à écrouissage cinématique sont généralement déterminés sur la courbe monotone ou sur la courbe cyclique. On note qu'il n'y pas de consensus dans la littérature sur quelle courbe choisir pour simuler la déformation progressive. Certains auteurs préfèrent utiliser la courbe monotone, d'autres la courbe cyclique. Cette influence sera traitée dans le [paragraphe III.3.4.2](#).

Les lois d'écrouissage isotrope sont identifiées sur la courbe monotone, si on souhaite modéliser un chargement monotone. Dans ce cas, nous utilisons les valeurs connues dans la littérature pour les paramètres contrôlant la cinétique, soit b , β , ζ . Comme il a été mentionné plus tôt, ces lois ne sont pas adaptées aux chargements cycliques et, par conséquent, on n'utilise pas la courbe cyclique afin de les identifier.

Les modèles mixtes peuvent être déterminés sur la courbe monotone, cyclique ou à la fois sur les courbes monotone et cyclique. Cette dernière option sera utilisée dans ces travaux. Les paramètres cinétiques ne peuvent pas être identifiés sur ces courbes. Pour cela, nous pouvons utiliser soit les courbes au cycle stabilisé soit une courbe de rochet 1D ou 2D ([figure II.5](#)).

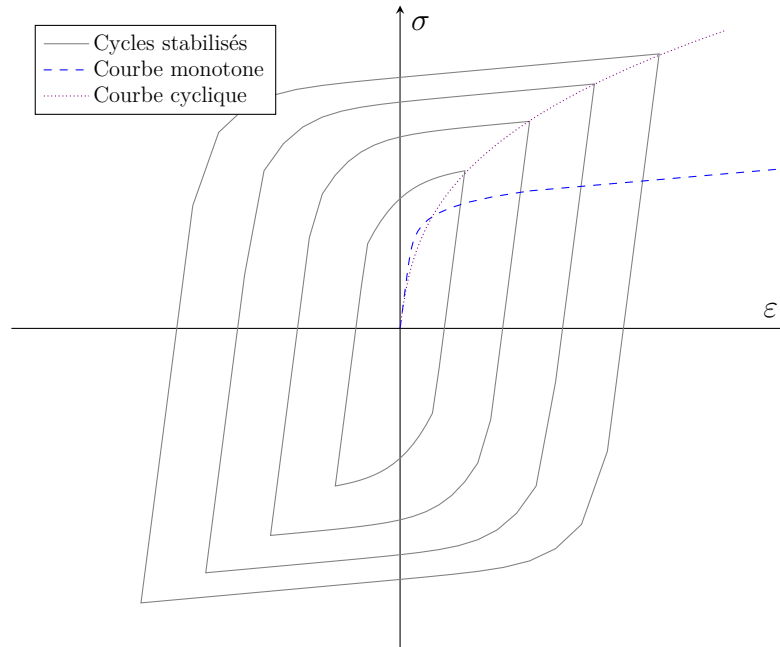


FIGURE II.17 – Courbes matériaux

En plus des courbes monotone ou cyclique, le modèle d'Ohno-Wang demande également l'utilisation des courbes de rochet afin de déterminer les paramètres m_i . Le modèle de Chen-Jiao-Kim, quant à lui, requiert les mêmes données expérimentales que le modèle d'Ohno-Wang avec, en plus, des courbes supplémentaires de rochet 2D pour identifier les paramètres χ_i . On constate immédiatement que ces deux modèles à écrouissage cinématique demandent plus de données expérimentales que les autres modèles présentés.

II.3 Méthodes numériques pour réaliser des calculs cycliques

La manière classique de résoudre des problèmes non-linéaires consiste à appliquer une méthode incrémentale dans le temps dite intégration « pas à pas ». Connaissant l'histoire des variables d'état (\mathbf{U} , $\boldsymbol{\varepsilon}^p$, \mathbf{X} , R , ...) à l'instant t , le problème se résume à

la détermination de l'état d'équilibre à l'instant $t + \Delta t$. Ceci est fait en utilisant des algorithmes de résolution implicite du type Newton-Raphson, BFGS, etc [Zienkiewicz et al., 2005, Bathe, 2006].

Considérons qu'une structure est soumise à « m » cycles et que chaque cycle est divisé en « n » incréments. Cela signifie que l'estimation de sa durée de vie, avec une approche non-linéaire, demande la réalisation de « $n \times m$ » calculs. Ainsi, ce type d'analyse peut devenir assez complexe et très coûteux en terme de temps de calculs, selon les chargements appliqués et la géométrie de la structure.

Dans ce cadre, l'objectif de cette section est de proposer une nouvelle méthode d'accélération de calculs cycliques capable de rendre ces calculs plus performants en termes de temps de calcul.

II.3.1 Méthode d'intégration pas à pas

Cette méthode consiste à découper un problème non-linéaire dans l'espace et dans le temps. A chaque incrément de temps t , un système d'équation non-linéaire est alors résolu de manière itérative. Nous présentons ici la méthode la plus connue : la méthode de Newton-Raphson. A l'instant t , la résolution numérique du problème non-linéaire en mécanique consiste à résoudre :

$$\mathbf{R}^{(it)} - \mathbf{K}_T^{(it)}(t)\delta\mathbf{U}^{(it)} = 0 \quad (\text{II.29})$$

$\mathbf{K}_T^{(it)}(t) = -\frac{\partial\mathbf{R}^{(it)}}{\partial\mathbf{U}^{(it)}}$ est la matrice tangente calculée à l'instant t et à l'itération « it ». On note également que le comportement du matériau intervient dans le calcul de cette matrice. La résolution itérative consiste à remplacer le problème non-linéaire par une séquence de problèmes linéaires et à déterminer la solution $\delta\mathbf{U}^{(it)}$ afin d'obtenir une meilleure approximation de la solution :

$$\mathbf{U}^{(it=i+1)} = \mathbf{U}^{(it=i)} + \delta\mathbf{U}^{(it=i)} \quad (\text{II.30})$$

On continue à itérer jusqu'à ce que le résidu (\mathbf{R} ou $\delta\mathbf{U}$) soit inférieur à un seuil préalablement défini. La [figure II.18](#) illustre graphiquement et schématiquement la résolution du problème non-linéaire.

II.3.2 Accélération de la méthode d'intégration pas à pas

Afin de réduire le temps de calcul, nous proposons, d'une part, d'estimer la solution $\mathbf{U}^{it=0}$ d'une manière plus efficace et, d'autre part, d'éviter la triangulation de la matrice tangente à chaque instant t .

Appelons T la période d'un cycle et t_i un instant du cycle i . On propose d'estimer $\mathbf{U}^{(it=0)}$ en faisant une extrapolation linéaire à partir des résultats de deux cycles précédents ([figure II.19](#)). Son estimation est alors donnée par :

$$\mathbf{U}^{(it=0)}(t_i) = \mathbf{U}(t_i - T) + (\mathbf{U}(t_i - T) - \mathbf{U}(t_i - 2T)) \quad (\text{II.31})$$

Grâce à une stabilisation du comportement de la structure, on imagine que cette es-

timation se rapproche de la solution précise après une vingtaine de cycles. Nous avons choisi d'utiliser l'extrapolation linéaire car celle-ci semblait donner des résultats les plus satisfaisants. Il sera néanmoins intéressant de la comparer avec d'autres types d'extrapolation.

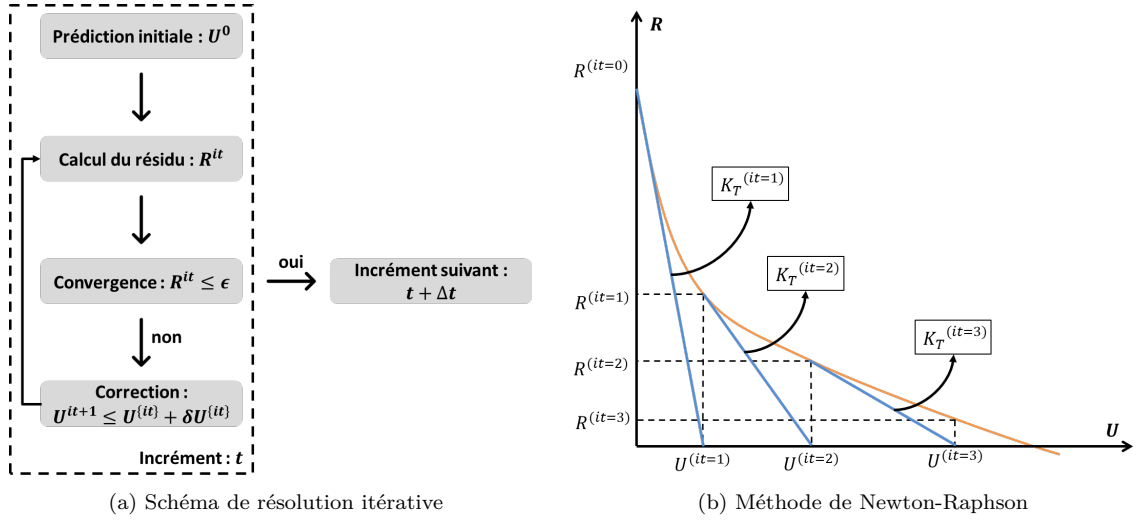


FIGURE II.18 – Méthode d'intégration pas à pas

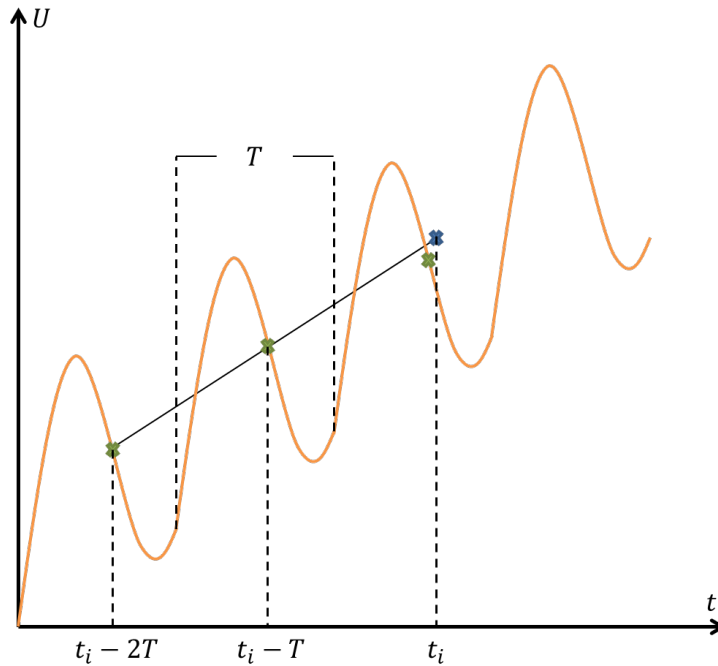


FIGURE II.19 – Prédiction initiale U^0

Il convient de ne pas confondre cette estimation avec celle proposée par la méthode des sauts de cycles [Lesne and Savalle, 1989, Cojocaru and Karlsson, 2006]. La méthode de sauts de cycles consiste à calculer certains cycles de chargement avec la méthode pas à pas puis à calculer d'autres cycles par extrapolation linéaire des variables internes (par exemple la déformation plastique). (figure II.20). Son inconvénient est qu'elle donne un

résultat approximatif, car elle néglige l'histoire des variables d'état à chaque « saut de cycle ». Notre proposition, quant à elle, ne néglige pas l'histoire des variables, puisque, après l'estimation initiale de $U^{(it=0)}$, la méthode de Newton-Raphson est toujours appliquée à chaque instant t .

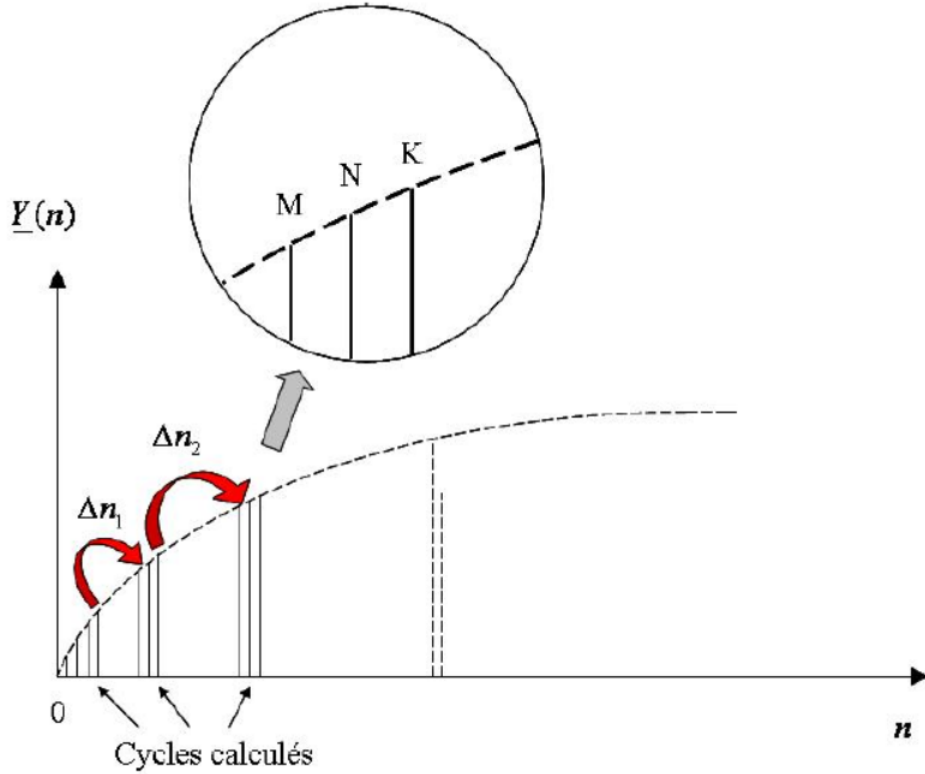


FIGURE II.20 – Principe de la méthode des sauts de cycle [Herbland, 2009]

Revenons maintenant au calcul de $\mathbf{K}_T^{(it)}(t)$. Cette matrice est calculée à chaque incrément t et pour résoudre l'équation II.29 il est nécessaire de la trianguler. Notre idée ici est de réutiliser la matrice tangente élastique $\mathbf{K}_T^{elas}(t_0)$ qui a déjà été triangulée au premier pas de temps t_0 du cycle i et d'éviter la triangulation d'une nouvelle matrice à chaque pas de temps t . Cet artifice permet de gagner un temps considérable de calculs.

A la première itération de l'instant t , nous avons :

$$\mathbf{K}_T^{(elast)}(t)\mathbf{U}^{(it=0)} = \mathbf{R}^{(it=0)} \quad (\text{II.32})$$

En multipliant les deux termes par l'inverse de $(\mathbf{K}_T^{(elast)})^{-1}(t)$, on obtient :

$$\mathbf{U}^{(it=0)} = (\mathbf{K}_T^{(elast)})^{-1}(t)\mathbf{R}^{(it=0)} \quad (\text{II.33})$$

On fait maintenant intervenir la matrice tangente $\mathbf{K}_T^{(elas)}(t_0)$ qui a déjà été obtenue à l'instant t_0 :

$$\mathbf{K}_T^{(elast)}(t_0)\mathbf{U}^{(it=0)} = \mathbf{K}_T^{(elast)}(t_0)(\mathbf{K}_T^{(elast)})^{-1}(t)\mathbf{R}^{(it=0)} \quad (\text{II.34})$$

La multiplication de deux matrices est toutefois une opération à éviter dans un code de calcul par éléments finis, entre autres pour des raisons de mémoire. Nous assumons alors que ces matrices sont diagonales et l'équation précédente se réécrit telle que :

$$\mathbf{K}_T(t_0)\mathbf{U}^{(it=0)} = \frac{(K(t_0))_{mm}}{(K(t))_{mm}}\mathbf{I}\mathbf{R}^{(it=0)} \quad (\text{II.35})$$

$(K(t_0))_{mm}$ et $(K(t))_{mm}$ correspondent aux éléments diagonaux des matrices tangentes et \mathbf{I} au tenseur identité. Cette approximation sera par la suite appelée de correction du résidu.

Cette approximation est exacte dans certains cas, en particulier celui d'un calcul thermo-élastique avec le module d'Young supposé être une fonction séparable dans l'espace et dans le temps. Ce dernier est traité ci-après.

II.3.2.1 Solution exacte d'un calcul thermo-élastique

Supposons une structure suivant un comportement thermo-élastique, avec un coefficient de Poisson constant et un module d'Young défini comme une fonction séparable dans l'espace et dans le temps :

$$E(., t) = f(.)h(t) \quad (\text{II.36})$$

Sa dépendance dans l'espace peut par exemple provenir d'une évolution de température. En tout point . dans la structure à l'instant t_0 et t , nous avons :

$$E(., t_0) = h(t_0)f(.) \quad (\text{II.37})$$

$$E(., t) = h(t)f(.) \quad (\text{II.38})$$

A partir de ces valeurs, nous pouvons calculer les matrices tangentes :

$$\mathbf{K}_T(t_0) = h(t_0)\mathbf{K}' \quad (\text{II.39})$$

$$\mathbf{K}_T(t) = h(t)\mathbf{K}' \quad (\text{II.40})$$

Et donc, dans ce cas, on déduit que :

$$\mathbf{K}_T(t_0)\mathbf{K}_T^{-1}(t) = \frac{h(t_0)}{h(t)}\mathbf{K}'(\mathbf{K}')^{-1} = \frac{h(t_0)}{h(t)}\mathbf{I} \quad (\text{II.41})$$

En utilisant l'équation II.37 et l'équation II.38, on démontre que :

$$\frac{h(t_0)}{h(t)} = \frac{E(., t_0)}{E(., t)} = \frac{(K(t_0))_{mm}}{(K(t))_{mm}} \quad (\text{II.42})$$

Enfin, l'équation [équation II.29](#) se réécrit :

$$\mathbf{K}_T(t_0)\delta\mathbf{U} = \frac{h(t_0)}{h(t)}\mathbf{I}\mathbf{R} = \frac{(K(t_0))_{mm}}{(K(t))_{mm}}\mathbf{I}\mathbf{R} \quad (\text{II.43})$$

Nous proposons ici de généraliser cette approche et la prochaine étape sera de la tester pour des cas élastoplastiques.

II.4 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre les outils numériques pour modéliser le comportement cyclique des matériaux et des structures.

Dans un premier temps, l'approche macroscopique a été abordée. Cette approche consiste à établir des relations mathématiques entre les grandeurs mesurables à l'échelle macroscopique à partir des lois de comportement. Le cadre général de modélisation a été introduit et des modèles de comportement ont été présentés. Nous avons également abordé le sujet de l'identification des modèles de comportement. Dans un second temps, nous avons discuté des méthodes numériques pour réaliser des calculs cycliques. Nous avons présenté la méthode classique pour simuler ces calculs, soit la méthode d'intégration pas à pas dans le temps. Cette méthode peut demander un temps de calcul considérable lorsque plusieurs centaines, voire milliers de cycles doivent être simulés. C'est la raison pour laquelle les calculs élastoplastiques sont peu utilisés dans les analyses industrielles. Afin de rendre ces calculs plus rapides, nous avons proposé une nouvelle méthode permettant d'accélérer la méthode d'intégration pas à pas.

De nombreuses améliorations ont été apportées à la modélisation du comportement des matériaux soumis à des sollicitations cycliques au cours des dernières décennies. Cependant, les modèles de comportement ont principalement été évalués dans la prédiction du phénomène de rochet pour des chargements purement mécaniques, tandis qu'ils ne représentent guère les chargements appliqués aux composants industriels. Autrement dit, peu de travaux de recherche se sont intéressés à l'évaluation des lois de comportement dans la prédiction de la déformation progressive pour des chargements thermiques représentatifs appliqués aux structures.

« Un modèle physique doit être le plus simple possible, mais sans plus », c'est à peu près ce que disait en anglais un célèbre auteur suisse allemand [Besson et al., 2001]. En reformulant sa phrase à notre cas, nous pouvons dire que la simulation du comportement des structures doit être faite avec un modèle robuste, mais suffisamment simple, qui soit capable de capter les phénomènes intéressants à l'étude, en l'occurrence le phénomène de rochet. Notre objectif est alors d'évaluer des lois de comportement dans la prédiction de la déformation progressive observée par des structures soumises aux chargements thermomécaniques. Cette évaluation permettra de sélectionner un ou plusieurs modèles pour prédire la durée de vie de composants industriels. Cette évaluation est l'objectif du chapitre suivant.

De plus, nous testerons l'aptitude de la méthode d'accélération proposée pour simuler des calculs élastoplastiques cycliques.

CHAPITRE III

Modélisation et simulation des essais COTHAA

Sommaire

III.1 Introduction	57
III.2 Essais COTHAA	57
III.2.1 Principe de l'essai	57
III.2.2 Matériau COTHAA	58
III.2.3 Géométries et chargements	60
III.2.4 Résultats expérimentaux	62
III.3 Modélisation et simulation du rochet thermique	63
III.3.1 Modèle éléments finis	64
III.3.2 Modélisation thermique	65
III.3.2.1 Formulation électrocinétique-thermique	65
III.3.2.2 Modèle électrocinétique-thermique	66
III.3.3 Modélisation thermomécanique	67
III.3.3.1 Lois de comportement utilisées	67
III.3.3.2 Identification des lois de comportement utilisées	68
III.3.3.3 Modèle thermomécanique	71
III.3.4 Comparaison aux résultats expérimentaux	73
III.3.4.1 Validation du chargement thermique	73
III.3.4.2 Évaluation des lois de comportement	75
III.3.5 Évaluation de la nouvelle méthode d'accélération	78
III.4 Conclusion	80

III.1 Introduction

Afin d'étudier le phénomène de rochet, une campagne d'essais menée par le CEA, EDF et Framatome, a été lancée dans les années 1990. Ce programme d'essais a pour but d'étudier la déformation progressive sur des structures comportant des discontinuités géométriques, et soumises à différentes combinaisons de chargement. Elle vise également à tester les règles de dimensionnement habituellement utilisées pour se prémunir de ce dommage afin d'apprécier leur conservatisme.

Ce chapitre porte sur l'étude du phénomène de déformation progressive sur les structures COTHAA. La première partie est dédiée à la présentation du dispositif expérimental. La seconde partie portera sur la modélisation par éléments finis des essais.

L'enjeu de ce chapitre est principalement de proposer un modèle de comportement robuste et facilement identifiable qui soit capable de décrire le phénomène de déformation progressive observé au cours des essais.

III.2 Essais COTHAA

Un dispositif expérimental de déformation progressive (figure III.1), appelé COTHAA, a été conçu pour analyser le phénomène de rochet de structure. L'objectif de cette campagne expérimentale est d'étudier les règles de conception couramment utilisées pour évaluer la déformation progressive [Cabrilat et al., 1995]. Comme ces règles reposent sur des hypothèses simplifiées, il a été constaté qu'elles sont très conservatives.

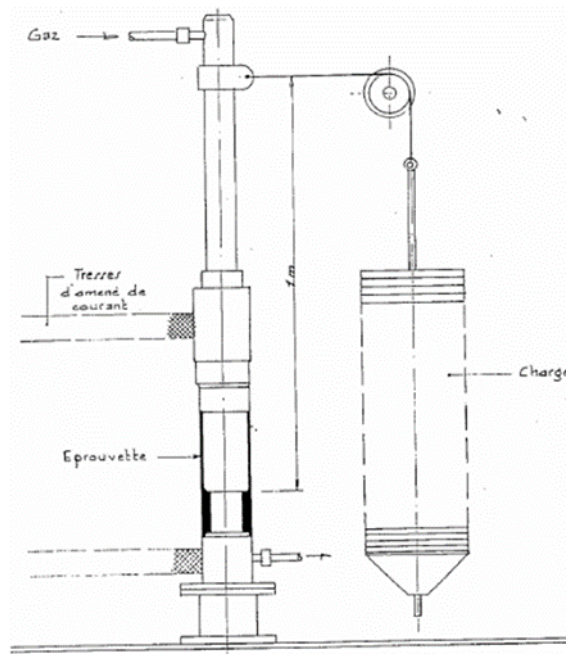


FIGURE III.1 – Dispositif COTHAA

III.2.1 Principe de l'essai

Une structure cylindrique, comportant une discontinuité géométrique, est soumise à des chargements thermiques cycliques superposés à une pression interne constante ou à un moment de flexion.

Un cycle de chargement est divisé en trois phases (figure III.2). Tout d'abord, la structure COTHA est pressurisée à l'aide d'un système à gaz. Ensuite, un courant à haute fréquence est appliqué à la structure, provoquant le chauffage par effet Joule. Ce chauffage dure une vingtaine de secondes, jusqu'à ce qu'une température prédéfinie soit atteinte sur la partie la plus fine de la structure. Pour le modèle numérique, une différence de potentiel électrique est appliquée entre le bas et le haut de l'éprouvette pour atteindre cette température prescrite (cf. paragraphe III.3.2). Enfin, le chauffage est arrêté et la structure se refroidit par convection naturelle jusqu'à ce que la température de 50 °C soit atteinte. Un cycle dure environ 1500 secondes.

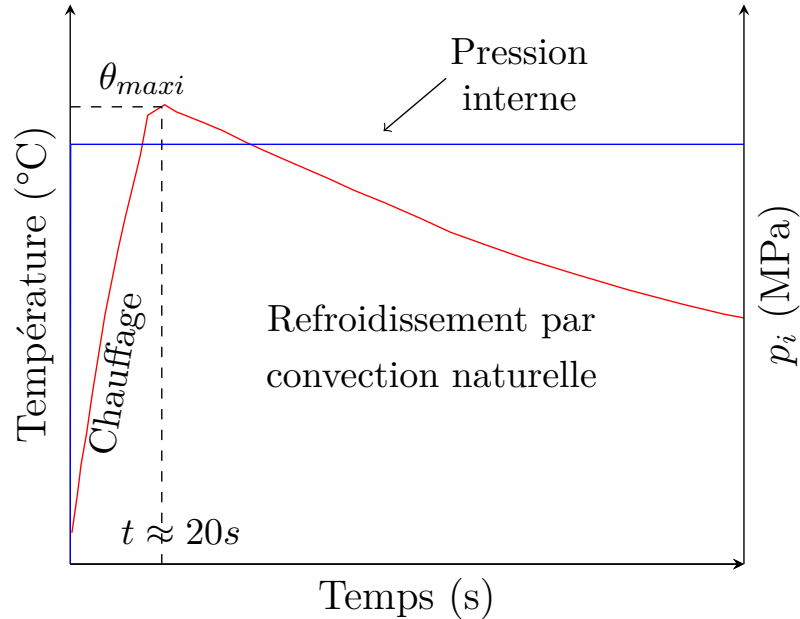
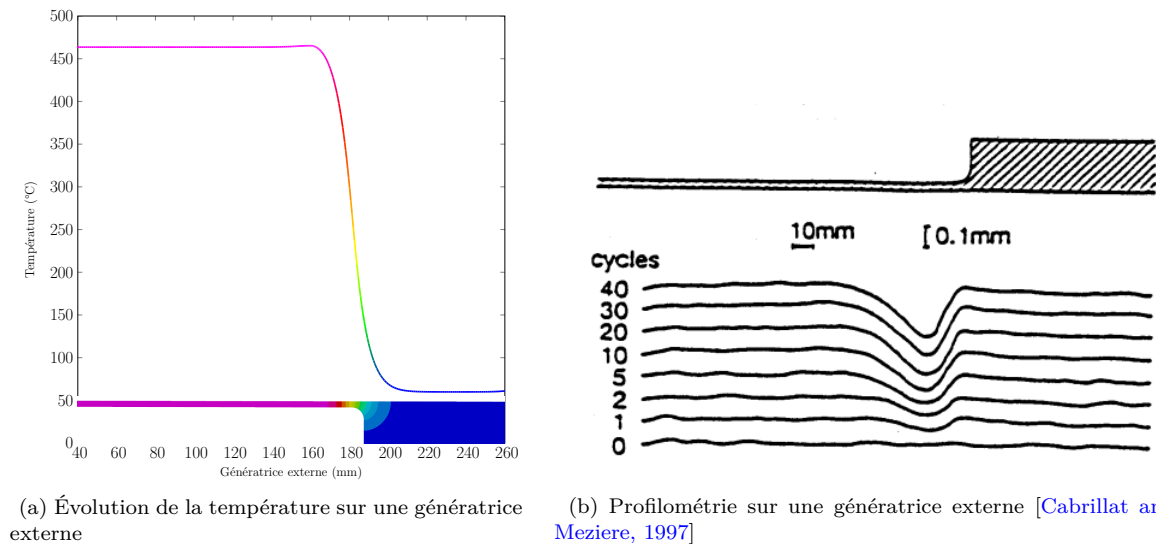


FIGURE III.2 – Illustration du chargement thermomécanique

Pendant la phase de chauffage, on observe que la partie la plus mince de la structure chauffe plus vite que la partie la plus épaisse. Cette configuration engendre l'apparition d'un gradient thermique au voisinage de la zone de discontinuité géométrique (figure III.3a) et, par conséquent, une contrainte thermique cyclique. Cette contrainte, associée à la pression interne, induit une augmentation du diamètre de la structure à la fin de chaque cycle. La répétition du chargement thermique produit une accumulation de déformation plastique ou une déformation progressive circonférentielle (figure III.3b).

III.2.2 Matériau COTHA

Les éprouvettes utilisées lors de cette campagne expérimentale sont réalisées en acier inoxydable austénitique 316L du type X2CrNiMo17-12-2, selon la désignation AFNOR. Les maquettes COTHA sont usinées dans un rodin massif puis elles subissent un traitement thermique d'hypertrempe. Les éprouvettes de caractérisation sont prélevées dans les parties massives des maquettes COTHA (partie n'ayant pas subi de déformation plastique). Des essais de traction monotone, de traction-compression et de torsion alternée avec traction constante sont réalisés, à différents niveaux de température, afin de caractériser le comportement mécanique du matériau. A cause d'un problème de manipulation, les éprouvettes des essais de traction-compression n'ont pas été hypertrempées.



(a) Évolution de la température sur une génératrice externe

(b) Profilométrie sur une génératrice externe [Cabrilat and Meziere, 1997]

FIGURE III.3 – Principe de l'essai COTHAA

Toutefois, à défaut d'avoir des données expérimentales, les propriétés matériaux utilisées pour modéliser ces essais sont tirées du RCC-MRx et de travaux de Bogaard [Bogaard et al., 1993]. Les propriétés électriques et thermiques sont indiquées dans le [tableau III.1](#), dans lequel θ indique la température, μ la conductivité électrique, ρ la masse volumique, λ la conductivité thermique et c_p la chaleur spécifique.

Les principales propriétés thermomécaniques sont résumées dans le [tableau III.2](#). Les courbes isothermes de traction monotone et cycliques réduites sont respectivement présentées sur les [figures III.4](#) et [III.5](#).

θ (°C)	μ (S/m)	ρ (kg/m ³)	λ (W/m.K)	c_p (J/kg.K)
20	1303968	7930	14,28	472
100	1199863	7899	15,48	501
200	1112176	7858	16,98	522
300	1043599	7815	18,49	538
400	989992	7770	19,99	556
500	952375	7724	21,49	590

TABLE III.1 – Propriétés électriques et thermiques [Bogaard et al., 1993, RCC-MRx, 2018]

θ (°C)	E (GPa)	$R_{p0.2\%}$ (MPa)	α (10 ⁻⁶ /°C)
20	200	235	15,3
100	193	196	15,9
200	185	159	16,6
300	176	135	17,2
400	168	120	17,8
500	159	110	18,3

TABLE III.2 – Propriétés thermomécaniques [RCC-MRx, 2018]

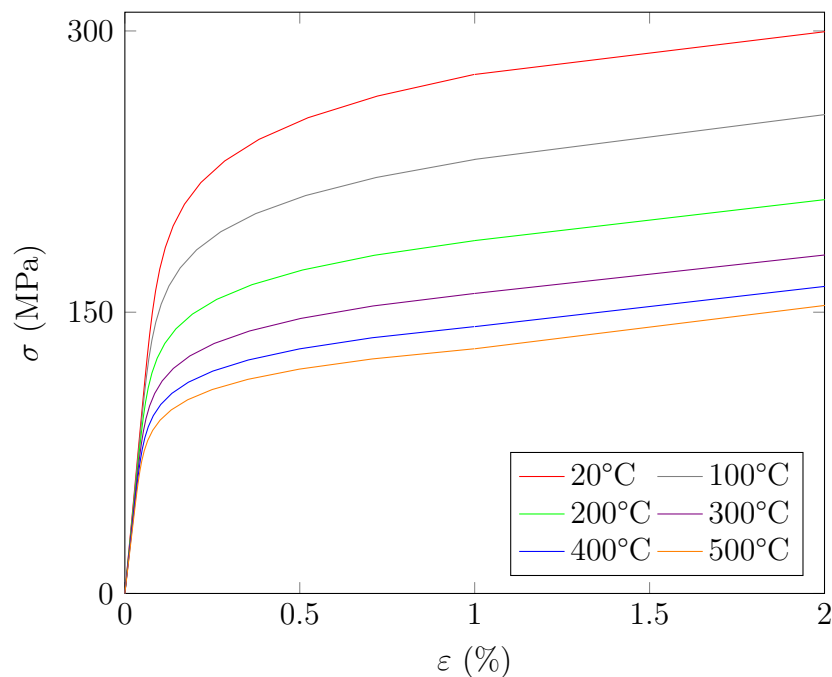


FIGURE III.4 – Courbes monotones

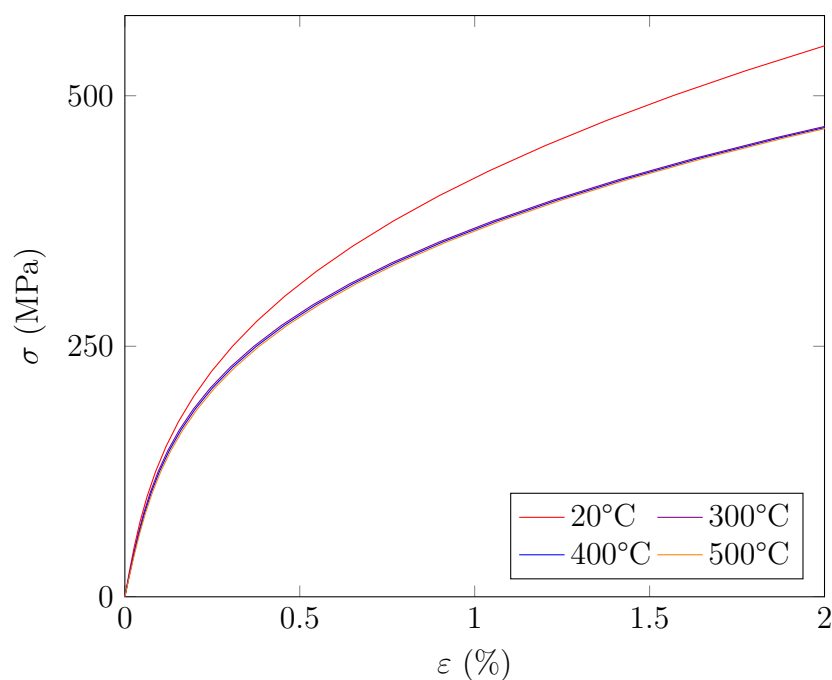


FIGURE III.5 – Courbes cycliques réduites

III.2.3 Géométries et chargements

Ce programme expérimental a été divisé en deux séries d'essais. La première série d'essais a été réalisée sur des structures cylindriques comportant une discontinuité brutale (figure III.6). La seconde série a été dédiée aux structures cylindriques ayant des géométries correspondant aux tracés de conception industrielle [Cabrilat, 1995]. Dans les présents travaux, nous nous sommes intéressés qu'à la première série d'essais. Globalement, les maquettes COTHA sont divisées en trois parties :

- une zone mince de diamètre externe 120mm et d'épaisseur 2,6mm,
- une zone de transition d'épaisseur,
- une zone massive de diamètre externe 120mm et d'épaisseur 19,1mm.

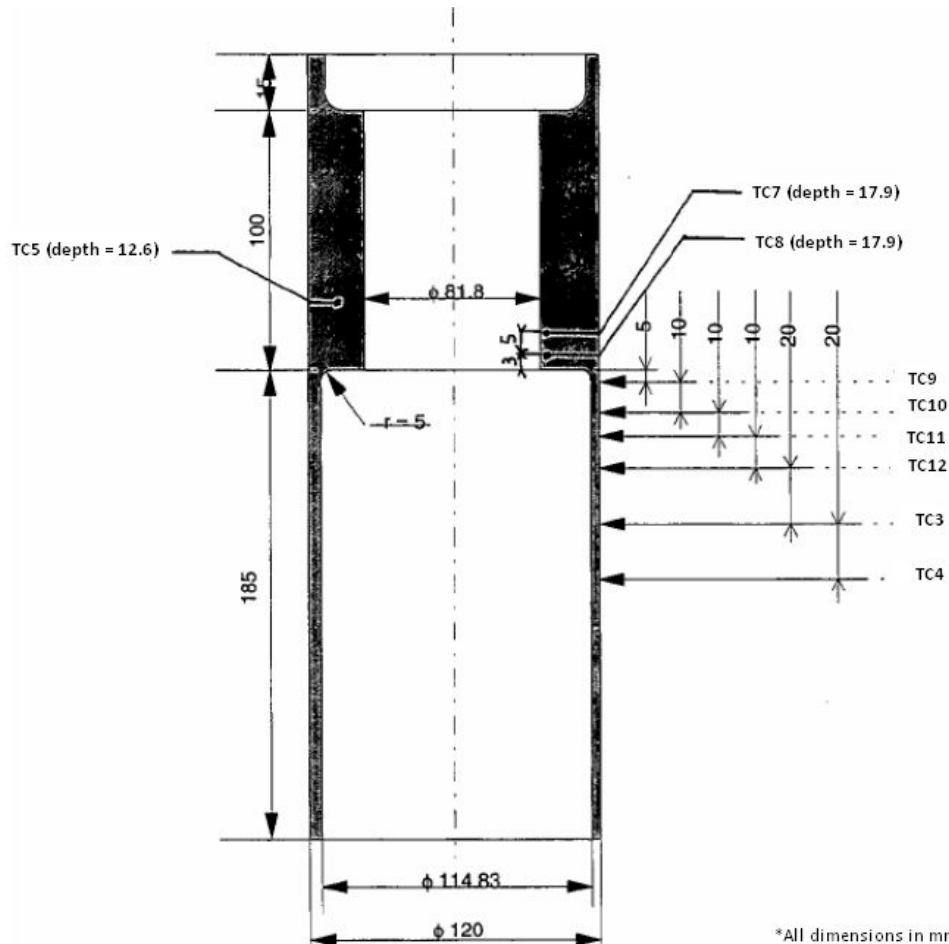


FIGURE III.6 – Géométrie et instrumentation de la maquette COTHAA comportant une discontinuité brutale [Cabrilat et al., 1997]

Ces structures cylindriques sont soumises à des chargements thermiques cycliques superposés à un chargement de type primaire : une pression interne ou un moment de flexion. Les quatre expériences COTHAA traitées au cours de ces travaux sont résumées dans le [tableau III.3](#), où le paramètre θ_{cons} indique la température de consigne et p_i la pression interne. Les expériences COTHAA sont également référencées, dans cette thèse, selon leurs numéros d'essai. Ces essais sont retenus pour les raisons suivantes :

- l'essai 8 est celui dont on dispose le plus d'informations,
- les plages de températures sont représentatives des conditions de REP,
- le chargement primaire est inférieur ou égal S_M .

Les informations sur d'autres essais COTHAA se trouvent dans l'[annexe 2](#).

N° d'essai	Discontinuité	θ_{cons} (°C)	p_i (MPa)	P/S_M
7a	Brutale	415	4,8	1,0
8	Brutale	450	4,5	1,0
11a	Brutale	360	4,5	0,9
12a	Brutale	270	4,5	0,8

TABLE III.3 – Expériences COTHA [Cabrillat and Meziere, 1997]

III.2.4 Résultats expérimentaux

La température est mesurée à partir de neuf thermocouples. Ceux-ci sont placés sur la structure le long de sa direction axiale pour quantifier et caractériser le champ de températures. Ce dernier est indispensable pour réaliser les calculs thermomécaniques et estimer l'évolution de la déformation circonférentielle. Les thermocouples sont référencés par l'acronyme TCx, dans lequel x représente leur numéro selon la [figure III.6](#). Les évolutions temporelles des températures au cours de l'expérience 8 sont données sur la [figure III.7](#). La température de consigne, présentée dans le [tableau III.3](#), est lue sur TC12.

La déformation progressive est mesurée à l'aide d'un profilomètre. Ces mesures sont faites sur une génératrice externe de la maquette COTHA à la fin du cycle 1, 2, 5, 10, 20, 30 jusqu'à l'accommodation de la structure ([figure III.3b](#)). Notez que toutes ces mesures sont effectuées sans appliquer la pression interne et à température ambiante. La [figure III.8](#) donne l'évolution de la déformation circonférentielle maximale, sur la génératrice externe du cylindre, en fonction du nombre de cycles de l'essai 8.

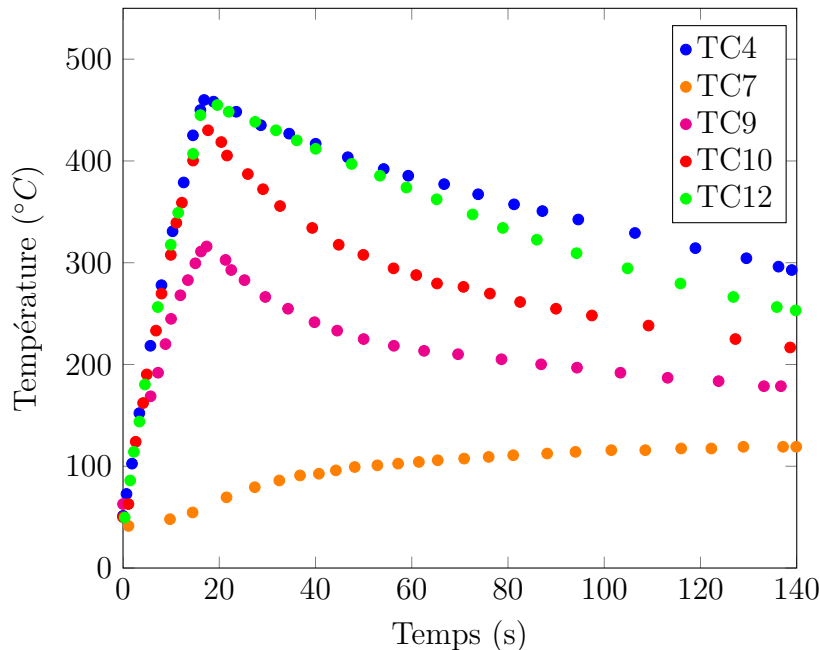


FIGURE III.7 – Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant le chauffage et le début du refroidissement de l'essai 8 [Cabrillat and Allegre, 1996]

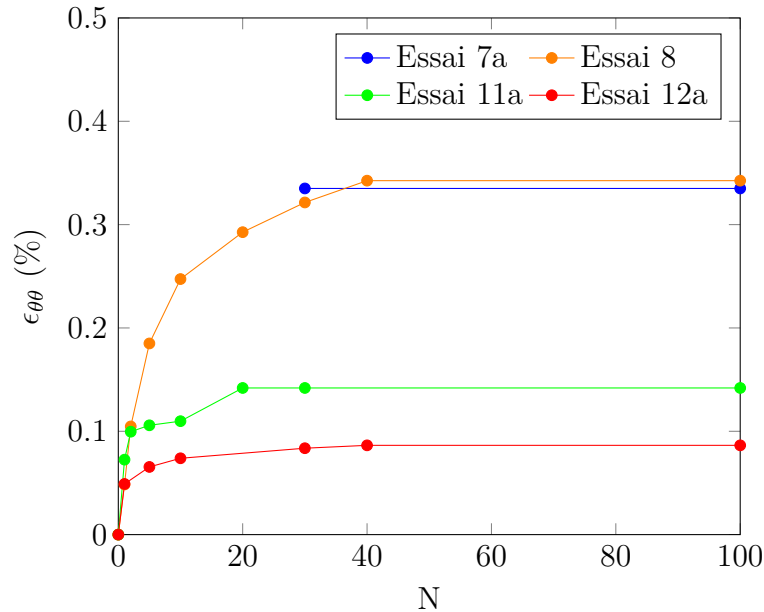


FIGURE III.8 – Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles

III.3 Modélisation et simulation du rochet thermique

Les enjeux de la modélisation des essais COTHA consistent principalement à reproduire le chauffage par effet Joule et à déterminer un modèle de comportement robuste qui soit capable de représenter les phénomènes observés au cours des essais, notamment la déformation progressive. Pour cela, nous testerons l'aptitude des modèles de comportement proposés dans le chapitre précédent.

La modélisation des effets thermomécaniques est divisée en deux parties. Premièrement, l'effet du chauffage par effet Joule est modélisé afin d'obtenir la distribution de température sur un cycle. Des simulations électrocinétique-thermiques sont alors effectuées pour calibrer le paramètre numérique gouvernant ce chauffage : la différence de potentiel électrique ΔV . Les effets mécaniques sont négligés dans la simulation électrothermique.

Une fois le champ de température défini, des simulations thermomécaniques sont effectuées. Ce champ de température permet d'imposer le chargement thermique et de tenir compte de l'évolution des propriétés physiques avec la température. La [figure III.9](#) schématise l'interaction entre les phénomènes physiques pendant les simulations.

Les modèles de comportement proposés dans le [paragraphe II.2](#) sont utilisés pour effectuer des simulations thermomécaniques. La déformation progressive maximale, sur la génératrice externe du cylindre, est ensuite extraite des simulations pour comparer avec les résultats expérimentaux.

Il est important de mentionner qu'une méthode transitoire, discrétisation du problème en espace et en temps, est utilisée afin de tenir compte des non-linéarités du comportement des matériaux, à savoir :

- propriétés physiques fonction de la température,
- plasticité.

Toutes les simulations décrites ci-dessous sont réalisées sur le code de calcul par éléments finis SYSTUS®.

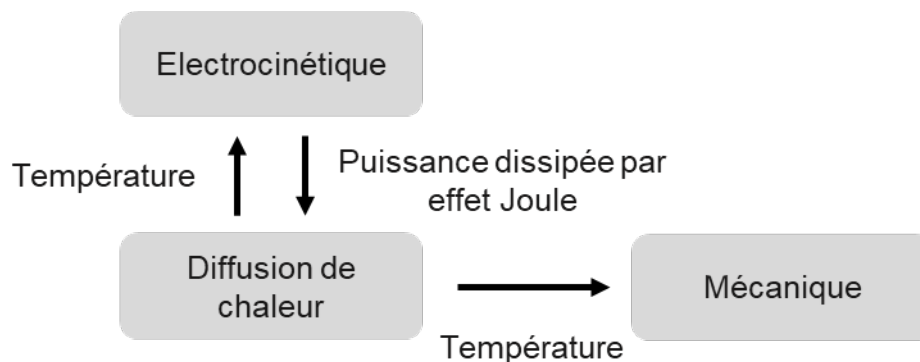


FIGURE III.9 – Illustration de l'interaction entre les phénomènes physiques pendant les simulations COTHAA

III.3.1 Modèle éléments finis

Le maillage du modèle a été fait sur Visual Mesh®. Nous utilisons l'hypothèse d'un calcul 2D axisymétrique pour ne modéliser qu'une demi de structure. Ce maillage est composé de 1850 éléments quadratiques à huit nœuds et à quatre points d'intégration par maille (figure III.10).



FIGURE III.10 – Modèle COTHAA 2D

III.3.2 Modélisation thermique

Lorsqu'un courant électrique à haute intensité circule à travers un matériau conducteur, une puissance thermique se produit. Il s'agit du chauffage par effet Joule. Ce principe utilisé dans le procédé de soudage par points est adopté, au cours des essais COTHAA, pour imposer les contraintes thermiques cycliques.

III.3.2.1 Formulation électrocinétique-thermique

Pour modéliser les phénomènes électromagnétiques, nous faisons appel aux équations de Maxwell et aux lois constitutives. Étant donné qu'une forte intensité de courant électrique est appliquée à la structure, on peut se placer dans un cas particulier où les champs électrique sont créés par des courants continus, autrement dit un problème à régime stationnaire. Par conséquent, les équations régissant le chauffage par effet Joule sont écrites comme suit :

$$\operatorname{rot}\mathbf{E} = 0 \quad \text{équation de Maxwell-Faraday} \quad (\text{III.1})$$

$$\operatorname{div}\mathbf{J} = 0 \quad \text{conservation du courant total} \quad (\text{III.2})$$

$$\mathbf{J} = \mu\mathbf{E} \quad \text{loi d'Ohm} \quad (\text{III.3})$$

\mathbf{J} est une densité de courant électrique créée par \mathbf{E} le champ électrique dans le matériau conducteur Ω . μ est la conductivité électrique et pour ce matériau elle est supposée comme une variable isotrope, c'est à dire identique dans toutes les directions. A partir de l'équation III.1, on introduit le potentiel scalaire V tel que :

$$\mathbf{E} = -\operatorname{grad}V \quad (\text{III.4})$$

Considérons qu'un potentiel scalaire V_d et une densité de courant électrique j sont respectivement appliqués sur les frontières $\partial\Omega_V$ et $\partial\Omega_j$ du matériau conducteur Ω . La formulation mathématique du problème électrocinétique s'écrit alors :

$$\begin{cases} \operatorname{div}(\mu\operatorname{grad}V) = 0 & \text{en tout point } \in \Omega \\ V = V_d & V_d \text{ imposé sur } \partial\Omega_V \\ \mu\operatorname{grad}V \cdot \mathbf{n} = j & j \text{ imposé sur } \partial\Omega_j \end{cases} \quad (\text{III.5})$$

où \mathbf{n} représente la normale à la frontière $\partial\Omega_j$. Une fois V déterminé, nous pouvons remonter aux calculs de \mathbf{E} , \mathbf{J} .

Nous nous intéressons désormais au calcul de l'énergie dissipée par effet Joule P . Celle-ci est donnée par l'équation suivante :

$$P = \mathbf{E} \cdot \mathbf{J} \quad (\text{III.6})$$

et en utilisant les équations III.3 et III.4, cette dernière est réécrite en fonction de V :

$$P = \text{grad}^T V \cdot \mu \cdot \text{grad} V \quad (\text{III.7})$$

Pour coupler les phénomènes électrocinétiques à ceux thermiques et vice-versa, nous considérons P comme une source interne de chaleur volumétrique et μ comme un paramètre dépendant de la température : $\mu(\theta)$. Ainsi, la formulation faible qui régit le chauffage par effet Joule est donnée par :

$$\int_{\Omega} \psi \rho(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial t} dv + \int_{\Omega} \text{grad}^T \psi \cdot \lambda(\theta) \cdot \text{grad} \theta dv = \int_{\Omega} \psi P dv + \int_{\partial \Omega_q} \psi q ds \quad (\text{III.8})$$

$$\int_{\partial \Omega_j} V^* j ds = \int_{\Omega} \text{grad}^T V^* \cdot \mu(\theta) \cdot \text{grad} V dv \quad (\text{III.9})$$

avec ψ et V^* des champs virtuels de température et de potentiel.

En appliquant la méthode des éléments finis au système susmentionné d'équations non-linéaires, nous obtenons :

$$\begin{cases} R_{\theta}(\theta, V, t) \\ R_V(\theta, V, t) \end{cases} = \begin{cases} 0 \\ 0 \end{cases} \quad (\text{III.10})$$

En faisant une analogie aux problèmes en mécanique, le couplage électrothermique peut être résolu en utilisant un algorithme Euler implicite et la méthode Newton-Raphson. Le problème à résoudre s'exprime ainsi :

$$\begin{bmatrix} K_{\theta\theta} & K_{\theta V} \\ K_{V\theta} & K_{VV} \end{bmatrix}^{(it)} \begin{cases} \delta\theta \\ \delta V \end{cases} = - \begin{cases} R_{\theta} \\ R_V \end{cases}^{(it)} \quad (\text{III.11})$$

Considérons un maillage avec n nœuds. Ce problème consiste à résoudre $2n$ équations et à déterminer $2n$ inconnues à chaque pas de temps. Il est important de noter que, contrairement à un problème thermique ou mécanique, la matrice rigidité K est ici non-symétrique. C'est un problème récurrent qui se produit lorsque les problèmes couplés sont traités. Nous recourons alors à des solveurs spéciaux pour résoudre ce problème [Bergheau and Fortunier, 2013].

III.3.2.2 Modèle électrocinétique-thermique

Les propriétés électriques et thermiques du matériau COTHAAs telles que la conductivité électrique, la conductivité thermique, la masse volumique et la chaleur spécifique sont données dans le [tableau III.1](#). La modélisation tient compte de leur évolution avec la température.

A propos de la modélisation thermique, une densité de flux de chaleur est appliquée aux mailles 1D des surfaces interne et externe du modèle permettant de reproduire la convection naturelle. Cette densité est donnée par la relation :

$$q = h(\theta_{\infty} - \theta) \quad (\text{III.12})$$

avec h le coefficient d'échange et θ_∞ la température du milieu extérieur, soit l'air dans le cas des essais COTHAA. Ces deux paramètres sont respectivement égaux à $h_{air} = 20W/^\circ C.m^2$ et $\theta_\infty = 20^\circ C$.

Concernant la condition aux limites du problème électrocinétique, une différence de potentielle est appliquée aux mailles 1D des extrémités supérieure et inférieure du maillage COTHAA. Celle-ci est recalée sur les résultats expérimentaux de l'essai 8 (figure III.7). Les conditions aux limites thermique et électrocinétique sont représentées sur la figure III.11.

Puisque nous ne disposons pas de résultats pour les essais 7a, 11a et 12a, on assume que le même chargement électrique est appliqué pour tous les essais. Ainsi, leur modélisation thermique est faite en réduisant le temps de chauffage de l'essai 8 et ce, afin d'obtenir la température de consigne observée au cours d'un tel essai.

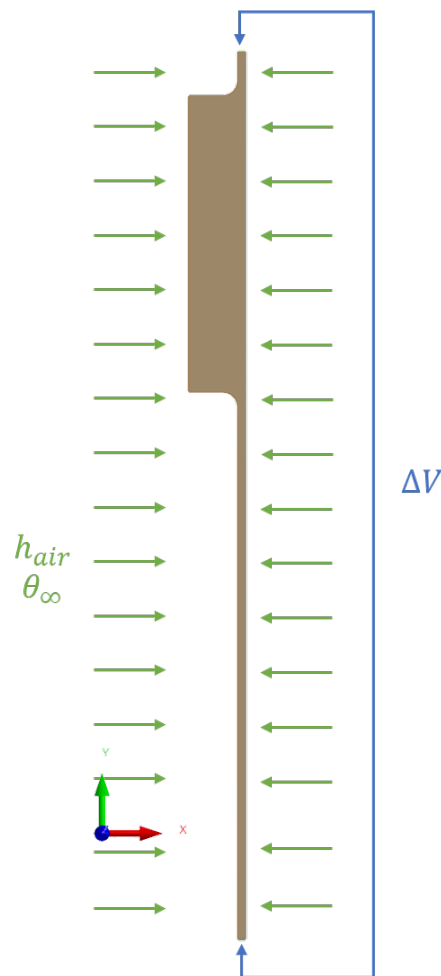


FIGURE III.11 – Conditions aux limites électrocinétique-thermique

III.3.3 Modélisation thermomécanique

III.3.3.1 Lois de comportement utilisées

Les lois de comportement présentées dans la littérature sont fréquemment évaluées sur des essais mécaniques dits de « laboratoire » qui ne représentent pas les conditions

imposées aux composants industriels. Ainsi, l'une des contributions de cette thèse est d'étendre l'évaluation des modèles de comportement dans la prévision du phénomène de rochet aux structures soumises à des chargements thermomécaniques. A ce titre, nous proposons de commencer avec des modèles de comportement « modestes », vis-à-vis des modèles utilisés pour modéliser le rochet de comportement, et les enrichir en fonction des besoins.

Nous sélectionnons d'abord deux modèles à écrouissage cinématique.

Modèle de double Armstrong-Frederick, appelé par son acronyme 2AF, est une superposition de deux écrouissages cinématiques d'Armstrong-Frederick (cf. [paragraphe II.2.2.3](#)) :

$$\dot{\mathbf{X}} = \sum_{i=1}^{n=2} \left(\frac{2}{3} C_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \gamma_i \mathbf{X}_i \dot{p} \right) \quad (\text{III.13})$$

Modèle d'Armstrong-Frederick-Prager, référencé ici comme AFP, est également une superposition de deux écrouissages cinématiques. Cette fois-ci, on combine le modèle d'Armstrong-Frederick et celui de Prager (cf. [paragraphe II.2.2.1](#)). Dans ce cas, nous avons alors $\gamma_2 = 0$ à l'équation III.13. Cette combinaison permet de réduire le pas de rochet du modèle à deux variables d'écrouissages cinématiques non-linéaires.

Suite aux résultats des simulations, nous proposons d'ajouter l'écrouissage isotrope avec effet de mémoire au modèle à des variables d'écrouissages cinématiques.

Modèle simplifié de Chaboche, il est la version simplifiée du modèle de Chaboche (cf. [paragraphe II.2.4](#)). Plus précisément, il est la combinaison du modèle AFP et de l'écrouissage isotrope avec l'introduction d'une mémoire d'écrouissage. Les lois d'écrouissage sont définies selon :

$$\dot{\mathbf{X}} = \sum_{i=1}^{n=2} \left(\frac{2}{3} C_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \gamma_i \mathbf{X}_i \dot{p} \right) \quad \text{avec } \gamma_2 = 0 \quad (\text{III.14})$$

$$\dot{R} = b(Q(q) - R)\dot{p} \quad (\text{III.15})$$

Par la suite, ce modèle sera référencé par l'abréviation SC.

III.3.3.2 Identification des lois de comportement utilisées

Les lois de comportement mentionnées ci-avant sont déterminées sur les courbes monotones ([figure III.4](#)) et cycliques ([figure III.5](#)). Pour les modèles 2AF et AFP, deux jeux de paramètres sont déterminés : l'un à partir des données des courbes cycliques et l'autre à partir des données des courbes monotones. Afin d'éviter des confusions de nomenclature entre les modèles à écrouissage cinématique, ceux identifiés sur les courbes cycliques prennent un indice « 1 » et ceux déterminés sur les courbes monotones prennent un indice « 2 ». Pour le modèle SC, un seul jeu de paramètres est déterminé. Le [tableau III.4](#) résume les lois de comportement ainsi que les courbes expérimentales utilisées pour les déterminer.

Modèle	Courbe monotone	Courbe cyclique
2AF-1		✓
2AF-2	✓	
AFP-1		✓
AFP-2	✓	
SC	✓	✓

TABLE III.4 – Identification des modèles de comportement

Pour identifier les paramètres des modèles, nous recourons à une approche inverse, soit la méthode des moindres carrés non-linéaires. Cette méthode consiste à minimiser au sens des moindres carrés l'écart entre les mesures expérimentales $y(x_i)$ et celles du modèle théorique $f(x_i, p)$, avec $p = (p_1, p_2, \dots, p_k)$ le jeu de paramètres du modèle :

$$s(y, f(y, f(x, p), p)) = \sum_{i=1}^n (y(x_i) - f(x_i, p))^2 \quad (\text{III.16})$$

Levenberg [[Levenberg, 1944](#)] fut le premier à proposer un algorithme pour résoudre ce problème non-linéaire. Son algorithme a ensuite été affiné par Sorensen [[Sorensen, 1982](#)]. Ce dernier est choisi pour la détermination des paramètres. Dans notre cas, x_i et $f(x_i, p)$ sont respectivement remplacés par ε^p et $\sigma(\varepsilon^p, p)$. Il reste alors à définir les modèles théoriques des lois de comportement.

Pour un essai uniaxial, les modèles 2AF et AFP sont donnés tels que :

$$2\text{AF-1} : \frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_y + \frac{C_1}{\gamma_1} \tanh\left(\gamma_1 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2}\right) + \frac{C_2}{\gamma_2} \tanh\left(\gamma_2 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2}\right) \quad (\text{III.17})$$

$$\text{AFP-1} : \frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_y + \frac{C_1}{\gamma_1} \tanh\left(\gamma_1 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2}\right) + C_2 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} \quad (\text{III.18})$$

Pour un essai de traction monotone, ces modèles sont donnés par :

$$2\text{AF-2} : \sigma = \sigma_y + \frac{C_1}{\gamma_1} (1 - \exp(-\gamma_1 \varepsilon^p)) + \frac{C_2}{\gamma_2} (1 - \exp(-\gamma_2 \varepsilon^p)) \quad (\text{III.19})$$

$$\text{AFP-2} : \sigma = \sigma_y + \frac{C_1}{\gamma_1} (1 - \exp(-\gamma_1 \varepsilon^p)) + C_2 \varepsilon^p \quad (\text{III.20})$$

L'identification du modèle SC est divisée en deux phases. Premièrement, les paramètres des écrouissages cinématiques sont déterminés sur les courbes monotones, en utilisant l'équation [III.20](#). Deuxièmement, les paramètres de l'écrouissage isotrope sont identifiés à partir de courbes cycliques, en utilisant [équation III.21](#). Enfin, les paramètres cinétiques b , et η sont calibrés sur l'essai 8.

$$\text{SC} : \frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_y + Q_0 + \frac{C_1}{\gamma_1} \tanh\left(\gamma_1 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2}\right) + C_2 \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} + (Q_M - Q_0) \left(1 - \exp\left(-2\beta \frac{\Delta\varepsilon^p}{2}\right)\right) \quad (\text{III.21})$$

Nous avons ainsi créé un programme Python® permettant d'identifier des modèles de comportement, tout en utilisant les conditions et méthodes citées ci-avant. En complément des identifications effectuées par ce programme, nous prenons garde aux évolutions de chaque paramètre avec la température afin de tenir compte de la physique et d'éviter des problèmes d'interpolation.

Les comparaisons entre les modèles de comportement et les courbes expérimentales sont présentées sur les figures III.12, III.13 et III.14. A l'exception du modèle SC sur le comportement monotone, tous les modèles sont cohérents avec les courbes expérimentales. La surestimation du comportement monotone du modèle SC, pour des déformations plastiques supérieures à 1%, s'explique par les effets de mémoire d'érouissage. Effectivement, plus la déformation plastique est importante, plus l'effet de mémoire est important sur le comportement du modèle. Pour des raisons de clarté, seuls les résultats à température ambiante et à 300 °C sont présentés. Les paramètres des modèles ainsi que d'autres comparaisons avec les courbes expérimentales sont données dans l'annexe 2.

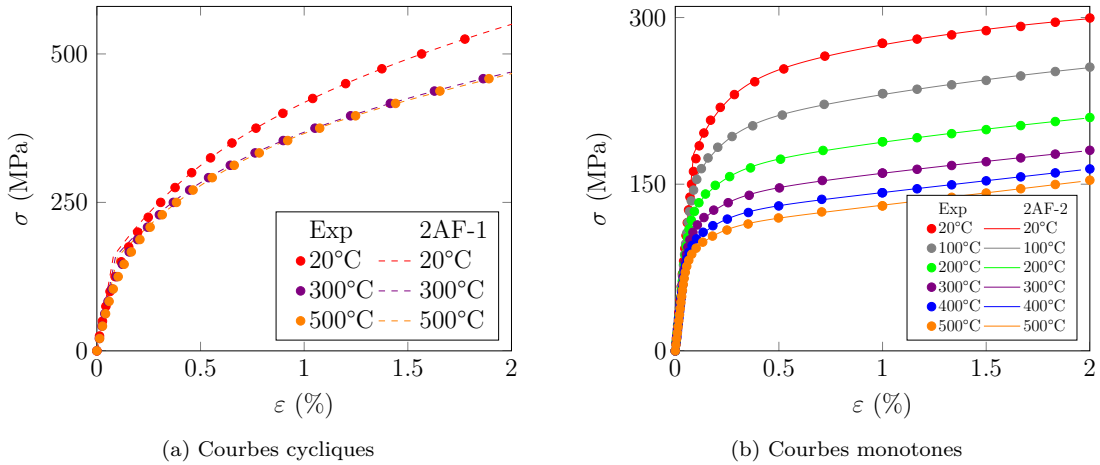


FIGURE III.12 – Comparaison entre les modèles 2AF et les courbes expérimentales

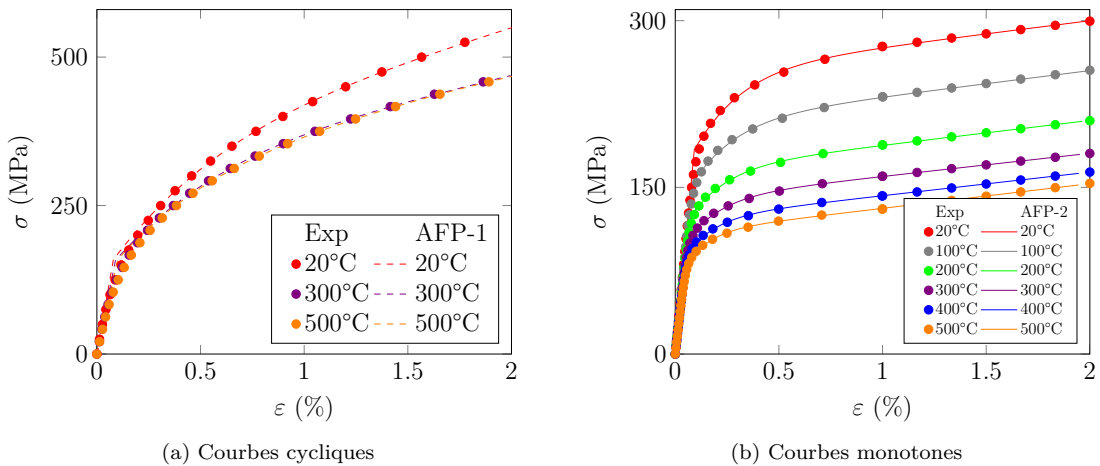


FIGURE III.13 – Comparaison entre les modèles AFP et les courbes expérimentales

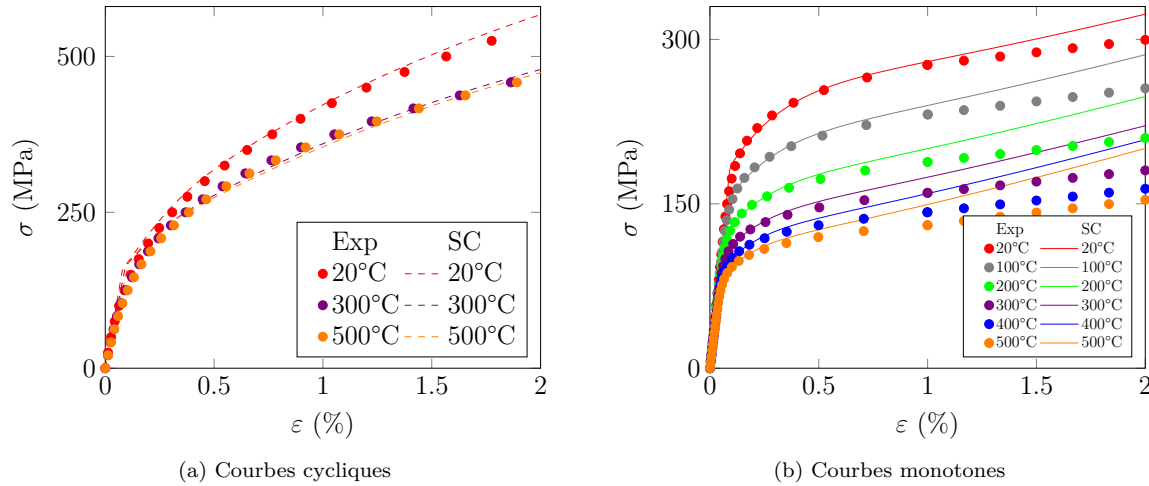


FIGURE III.14 – Comparaison entre le modèle SC et les courbes expérimentales

III.3.3.3 Modèle thermomécanique

Les propriétés thermomécaniques listées dans le [tableau III.2](#), à l'exception de R_{p02} , sont utilisées pour modéliser le comportement thermoélastique du matériau. Le coefficient de Poisson ν ne dépend pas de la température et vaut 0,3. Le comportement plastique est modélisé par les modèles de comportement mentionnés ci-après.

A propos des conditions aux limites, le déplacement axial des mailles 1D de la surface supérieure est bloqué de manière à reproduire la fixation de la maquette. Le chargement mécanique, soit la pression interne constante p_i , est appliqué aux mailles 1D de la surface interne du modèle COTHAA. Par ailleurs, comme la structure COTHAA est fermée aux extrémités, l'effet de fond doit être pris en compte dans les simulations. Celui-ci se traduit par l'application d'une pression équivalente p_{eq} aux mailles 1D de la surface inférieure du modèle. Cette pression équivalente est calculée par :

$$p_{eq} = p_i \frac{R_i}{R_e^2 - R_i^2} \quad (\text{III.22})$$

avec R_i et R_e les rayons interne et externe.

Ces conditions sont illustrées sur la [figure III.15](#). Le chargement thermique cyclique est imposé en utilisant les résultats transitoires issus de la modélisation électrocinétique-thermique. Afin de garantir la continuité de l'histoire du chargement, soit l'évolution des variables internes, chaque cycle est initialisé en imposant l'état final du cycle précédent. Pour extraire l'évolution du diamètre externe de la structure COTHAA, on simule un retour à la température ambiante et sans effort mécanique. Le schéma de la procédure du calcul cyclique est illustré sur la [figure III.16](#).

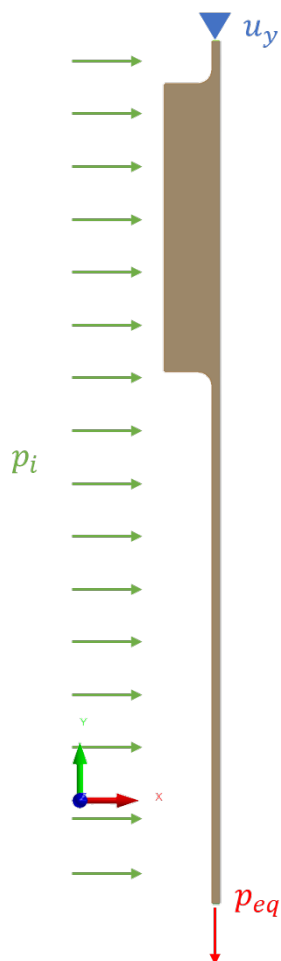


FIGURE III.15 – Conditions aux limites mécaniques

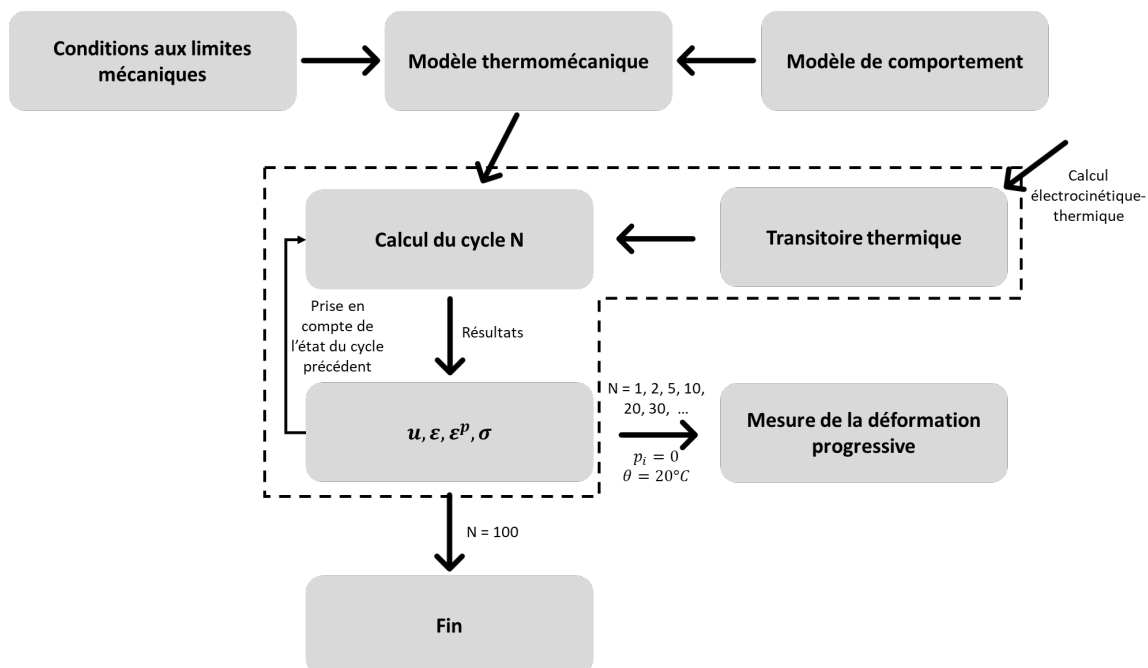


FIGURE III.16 – Déroulement du calcul cyclique

III.3.4 Comparaison aux résultats expérimentaux

III.3.4.1 Validation du chargement thermique

Une analyse de sensibilité est effectuée sur la différence de potentiel électrique ΔV afin de reproduire les informations expérimentales de TC12 au cours de l'essai 8 (figure III.17). En d'autres termes, divers calculs sont effectués pour calibrer ΔV et valider le chargement thermique de l'essai 8.

Après avoir fait cette analyse de sensibilité, nous constatons que la valeur $\Delta V = 2,1V$ s'avère être la plus adéquate pour simuler le chauffage par effet Joule de l'essai COTHAA 8 (figure III.18). On note que plus on refroidit, plus l'écart entre la simulation et le résultat expérimental est important. Ceci s'explique par un changement des conditions du milieu externe. Effectivement, étant donnée que la structure est refroidie par convection naturelle, la moindre perturbation externe peut engendrer un impact sur le coefficient d'échange.

Néanmoins, puisque le chargement thermomécanique maximal est créé par la combinaison du chargement mécanique et celui thermique maximal, nous gardons cette modélisation du champ de température pour simuler la partie thermomécanique. Comme il a été mentionné dans le paragraphe III.3.2.2, les chargements thermiques des autres expériences COTHAA sont simulés en modifiant le temps de chauffage de l'essai 8. La figure III.19 donne l'évolution temporelle sur des thermocouples pour les simulations des essais COTHAA 7a, 11a et 12a.

Ces transitoires thermiques sont ensuite utilisées pour effectuer les modélisations thermomécaniques.

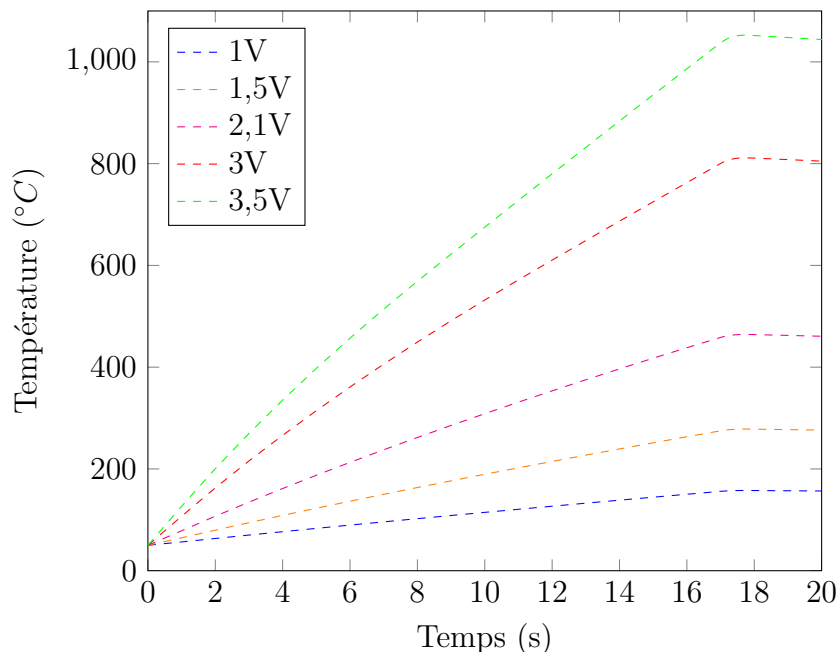


FIGURE III.17 – Évolution temporelle sur le TC12 pendant le chauffage - Étude de sensibilité sur ΔV

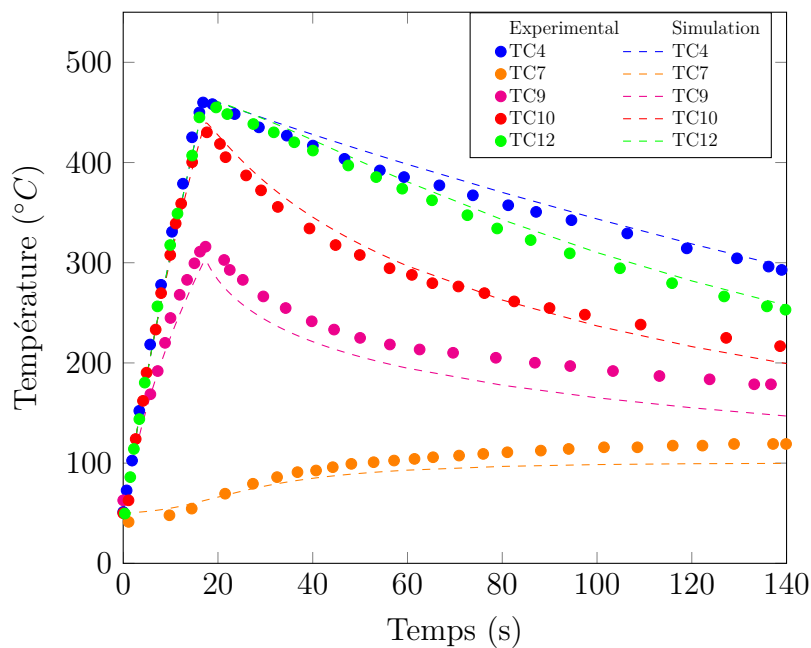


FIGURE III.18 – Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentales et numériques pendant le chauffage et le début du refroidissement

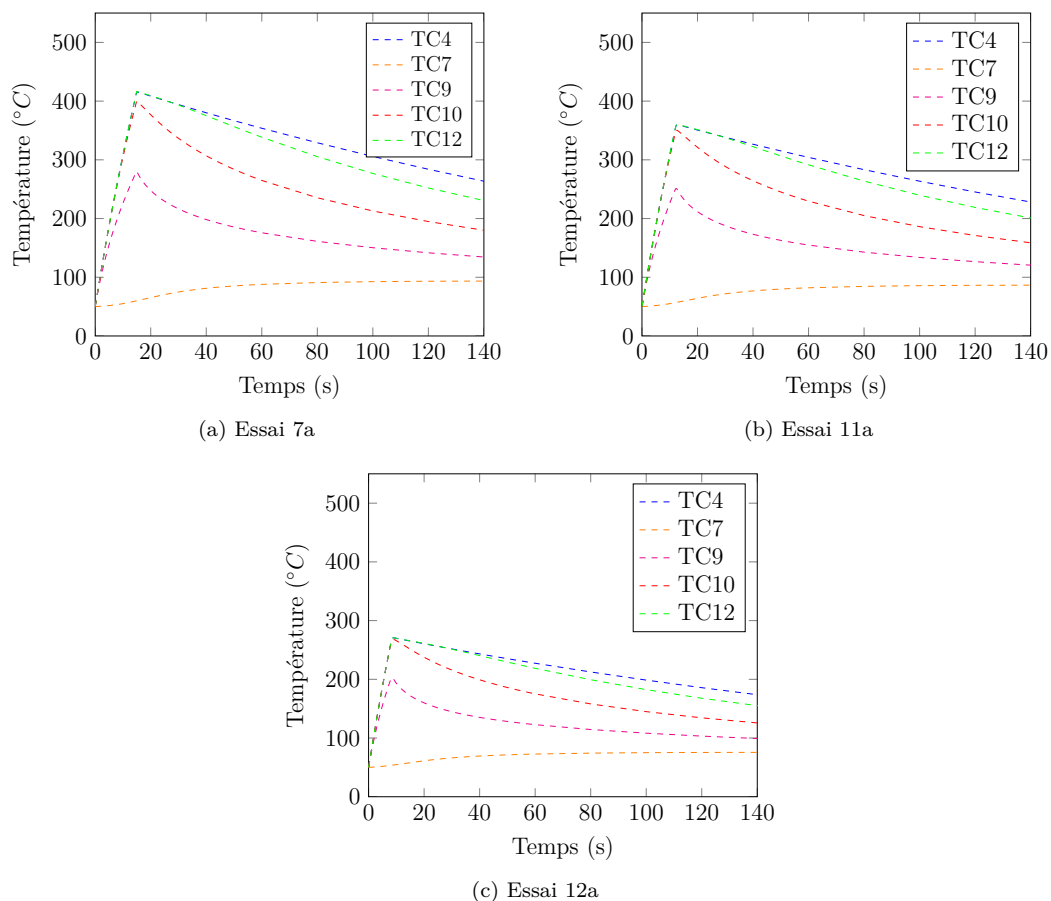


FIGURE III.19 – Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples numériques pendant le chauffage et le début du refroidissement

III.3.4.2 Évaluation des lois de comportement

Avant de passer à l'évaluation des modèles de comportement, le champ de déplacement radial de l'essai 8 au 100ème cycles est présenté sur la [figure III.20](#). En la comparant avec la [figure III.3b](#), on note que la simulation est capable de reproduire l'observation expérimentale, soit le gonflement radial.

Essai 8 – déplacement radial U_x (mm) – 10x l'échelle de référence

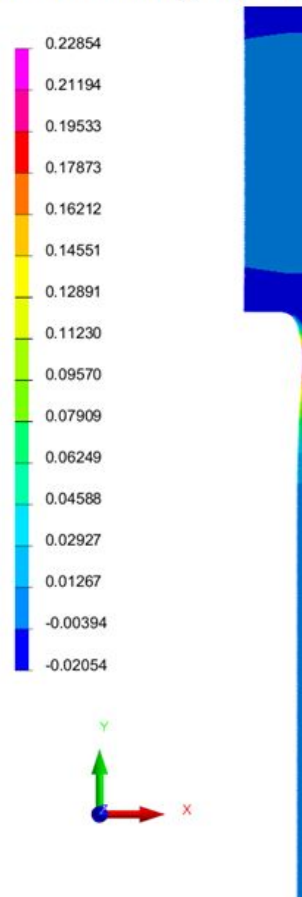


FIGURE III.20 – Champ de déplacement radial de l'essai 8 au 100ème cycles

Dans un premier temps, nous analysons l'aptitude des modèles de comportement avec des écrouissages cinématiques. Ces derniers sont identifiés sur les courbes cycliques réduites. La [figure III.21](#) montre les résultats des simulations avec les modèles 2AF-1 et AFP-1 ainsi que le résultat expérimental de l'essai 8. On constate que les deux modèles sous-estiment la réponse expérimentale.

Dans un deuxième temps, nous traitons toujours des modèles à écrouissage cinématique, mais cette fois-ci ils sont identifiés sur les courbes monotones. La [figure III.22](#) présente les résultats des simulations avec les modèles 2AF-2 et AFP-2. Pendant les dix premiers cycles, on observe une bonne corrélation entre les simulations et le réponse expérimentale. Cependant, plus le nombre de cycles est important, plus les simulations s'écartent du résultat expérimental. On note également que le modèle 2AF-2 produit un pas de rochet constant, contrairement aux observations expérimentales, où l'accommodation a été observée.

La raison pour laquelle les modèles de comportement à écrouissage cinématique ont échoué à simuler l'essai COTHAA 8 est attribuée à la détermination du modèle. Expérimentalement, le comportement monotone est prédominant au cours des premiers cycles. Ensuite, à mesure que le nombre de cycles augmente, le matériau durcit et le comportement cyclique devient prédominant. Ainsi, le module plastique est très élevé dès le premier cycle quand des modèles cinématiques sont déterminés à partir de courbes cycliques réduites. Quant aux modèles cinématiques identifiés sur les courbes monotones, la non prise en compte du durcissement cyclique provoque la surestimation de la déformation progressive pour un nombre de cycles important.

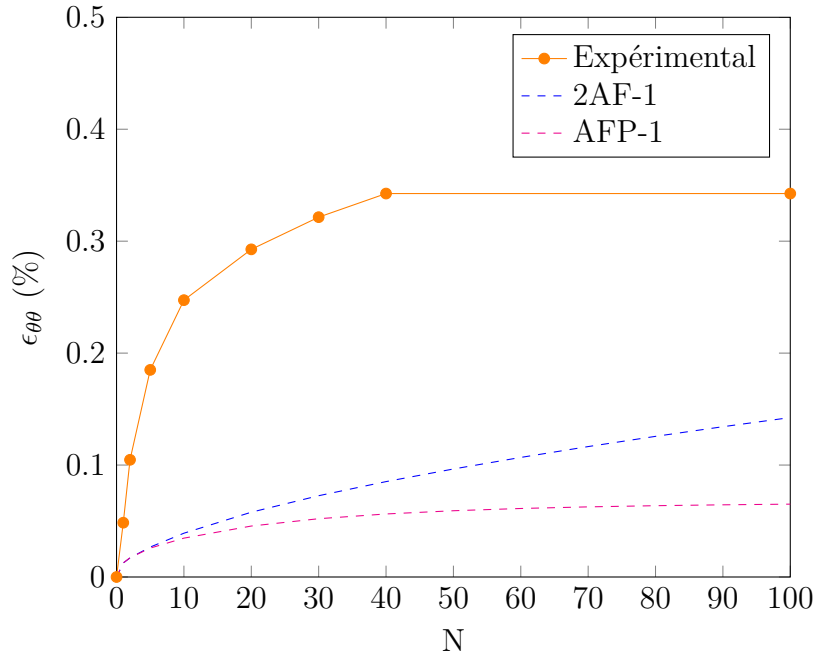


FIGURE III.21 – Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons des modèles de comportement identifiés sur les courbes cycliques au résultat expérimental

Il est donc important de tenir compte du durcissement cyclique. Pour ce faire, nous proposons d'introduire une variable d'écrouissage isotrope aux modèles cinématiques. Cette variable tient aussi compte de l'influence de l'amplitude de déformation. Il s'agit de la mémoire d'écrouissage. De plus, comme il a été constaté ci-avant que le modèle 2AF donne un pas de rochet constant, indépendamment de la courbe utilisée pour l'identifier, nous ne l'utilisons pas avec l'écrouissage isotrope. Ainsi, le modèle SC proposé ici est la combinaison du modèle AFP et d'un écrouissage isotrope avec effet de mémoire.

La confrontation des résultats des simulations, avec le modèle SC, aux résultats expérimentaux est donnée sur la [figure III.23](#). Comme il a été mentionné dans le [paragraphe III.3.3.1](#), les paramètres cinétiques du modèle sont recalés sur l'essai 8. Pour $b = 15$ et $\eta = 0,3$, on observe que la simulation est en bon accord avec la réponse expérimentale. Pour confirmer que ce modèle SC est adapté à reproduire les réponses expérimentales, les simulations des essais 7, 11a et 12a sont effectuées. Bien que les essais 7a et 12a soient légèrement sous-estimés, on note un faible écart de la déformation circonférentielle maximale, moins de 5%, entre les calculs et les résultats expérimentaux [figure III.24](#).

Étant donné que les chargements thermiques sont déduits de l'essai 8 et que les propriétés du matériau sont tirées d'un matériau similaire, on estime que le modèle SC est assez capable de reproduire le phénomène de rochet des structures sous chargement thermomécanique.

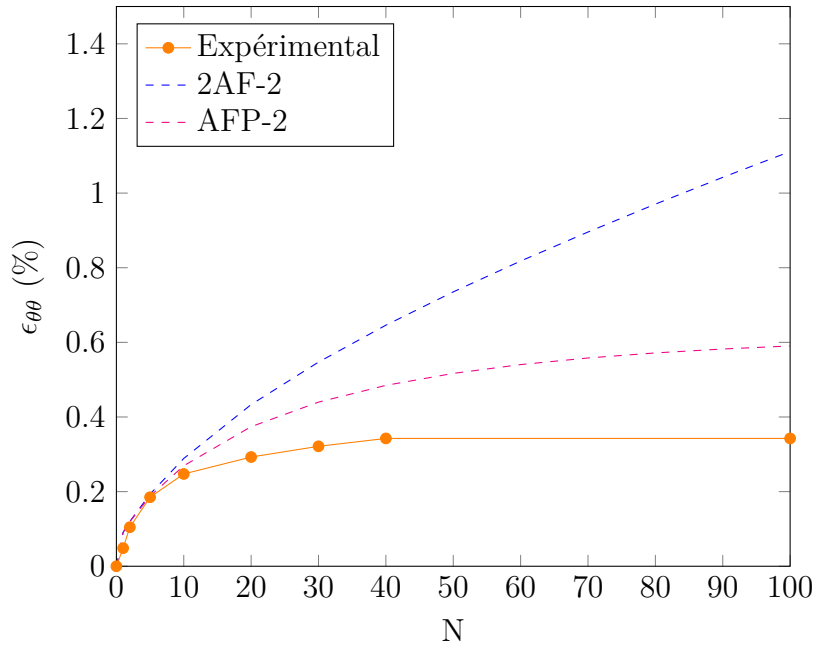


FIGURE III.22 – Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons des modèles de comportement identifiés sur les courbes monotones au résultat expérimental

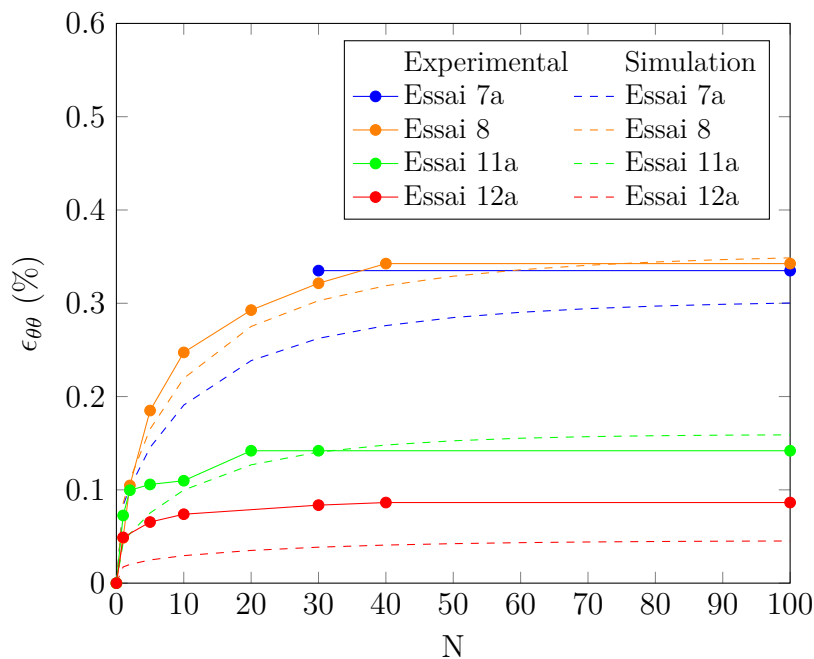


FIGURE III.23 – Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaisons du modèle SC aux résultats expérimentaux

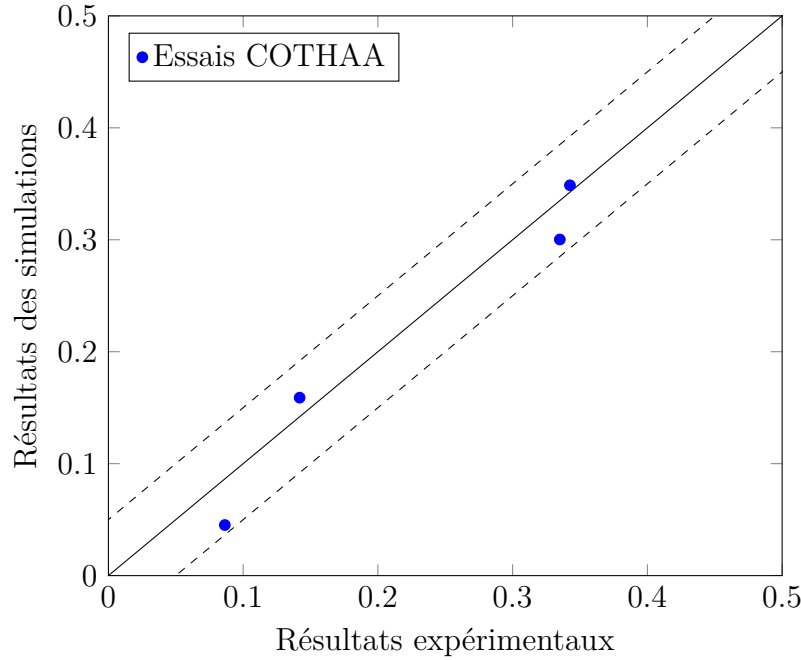


FIGURE III.24 – Écart de la déformation circonférentielle maximale entre les simulations avec le modèle SC et les résultats expérimentaux

III.3.5 Évaluation de la nouvelle méthode d'accélération

Cette section vise à comparer deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : la méthode d'intégration pas à pas (classique) et la nouvelle méthode d'accélération (cf. [paragraphe II.3](#)). Il est important de noter que les calculs réalisés avec la méthode classique ont également utilisé un pas de temps adaptatif. En l'absence de celui-ci, les calculs ne convergeraient pas.

Ces comparaisons sont initialement faites sur l'essai COTHAA 8 avec un modèle 2D axisymétrique et avec le modèle simplifié de Chaboche. La réponse mécanique de deux méthodes numériques est donnée sur la [figure III.25](#). Comme attendu, on observe que la nouvelle méthode d'accélération donne une réponse mécanique similaire à celle prévue par la méthode classique.

La différence entre ces deux méthodes est plutôt associée au temps de calcul. La [figure III.26](#) présente le rapport entre les temps de CPU de la méthode classique $t_{CPU}CLA$ et de la nouvelle méthode $t_{CPU}NM$ en fonction du nombre de cycles. Puisque l'extrapolation linéaire sur les premiers cycles n'est pas assez précise, la nouvelle méthode est moins efficace. A mesure que le nombre de cycles augmente, le matériau atteint la courbe stabilisée. L'extrapolation linéaire est alors plus précise et, par conséquent, la nouvelle méthode est plus performante. Sur l'ensemble des cycles, on constate que la méthode d'accélération permet de réaliser un calcul d'environ 3,5 fois plus rapide que la méthode d'intégration pas à pas.

On espère que cette nouvelle méthode d'accélération soit encore plus efficace pour des calculs en 3D. Afin de confirmer cette hypothèse, nous proposons d'effectuer des simulations tridimensionnelles sur le modèle COTHAA. Le nouveau maillage est fait à partir de la rotation de 45° de l'axe de symétrie du maillage 2D ([figure III.27](#)). A

propos des conditions aux limites et des chargements, nous appliquons des conditions équivalentes à celles du calcul en 2D.

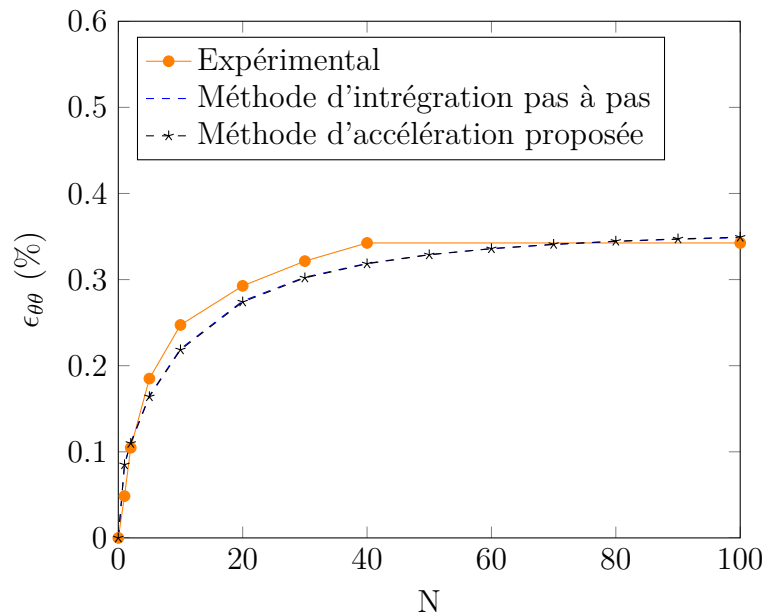


FIGURE III.25 – Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : réponse mécanique

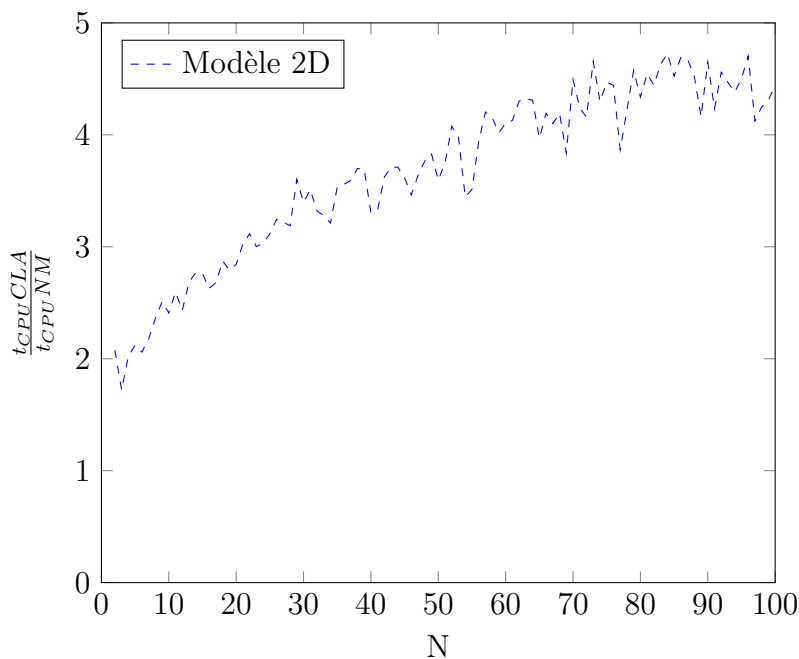


FIGURE III.26 – Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : temps de CPU en 2D

La [figure III.28](#) compare le temps de CPU de ces deux méthodes. A cause des problèmes de convergences, la méthode d'intégration pas à pas n'a pas pu effectuer un calcul cyclique jusqu'au 100ème cycle. La nouvelle méthode d'accélération a pu effectuer tous les cycles de chargement sans rencontrer de problème de convergence. Ceci

vient du fait que la nouvelle manière de prédire la solution d'équilibre est plus efficace que l'estimation classique.

Enfin, si on compare les deux méthodes jusqu'au dernier cycle de convergence, on observe que la nouvelle méthode d'accélération est 5,5 fois plus rapide que la méthode d'intégration pas à pas.

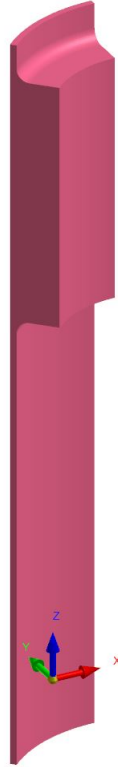


FIGURE III.27 – Modèle COTHAA 3D

III.4 Conclusion

Dans le but d'étudier le phénomène de déformation progressive sur des structures métalliques soumises aux chargements thermomécaniques, le présent chapitre a été consacré à l'analyse expérimentale et numérique des essais COTHAA.

Dans un premier temps, nous avons présenté les principales caractéristiques des essais COTHAA. Ces essais qui ont été menés dans les années 1990 se sont principalement intéressés au phénomène de rochet de structure. En effet, les maquettes COTHAA, différemment des éprouvettes classiques, sont plus représentatives des composants industriels. De plus, la combinaison d'une pression interne constante avec un chargement thermique qui varie en fonction du temps permet d'avoir un état de contrainte non-homogène sur la maquette et donc un rochet de structure.

Dans un second temps, nous avons abordé la modélisation phénoménologique des matériaux et des essais de déformation progressive. Nous avons d'abord commencé par simuler des effets thermiques, notamment le chauffage par l'effet Joule. Une modélisation électrocinétique-thermique a été utilisée afin de reproduire fidèlement ce chauffage. Effectivement, lors du chauffage par effet Joule, on observe une influence des effets élec-

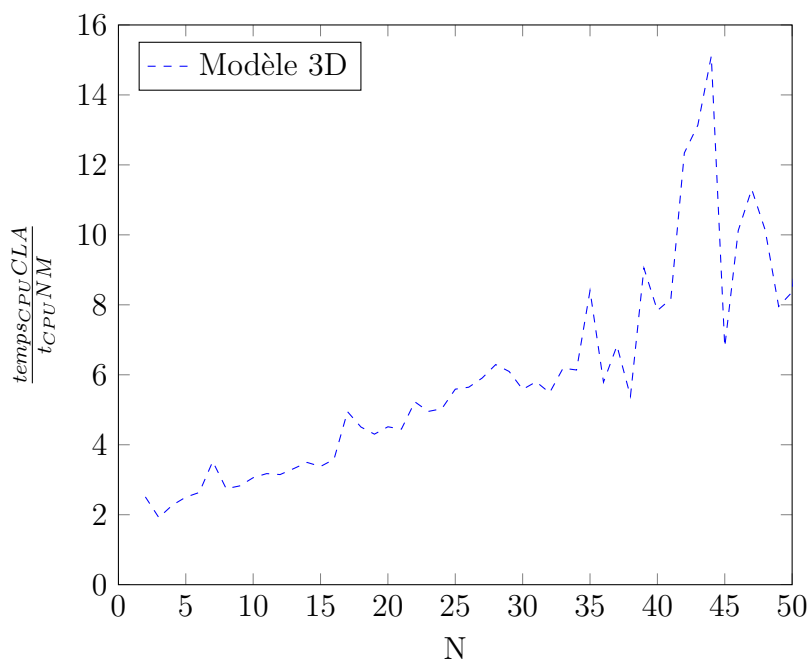


FIGURE III.28 – Comparaisons entre deux méthodes numériques de résolution des problèmes cycliques : temps de CPU en 3D

trocinétiques sur des effets thermiques et vice-versa. Nous avons ainsi simulé les deux phénomènes, soit l'électrocinétique et la thermique, de manière couplée. En l'absence de données expérimentales, il est important de noter que le modèle thermique a été recalé sur la base de données de l'essai COTHAA 8.

Après avoir recalé le modèle thermique, nous sommes passés à la modélisation thermomécanique. Des lois de comportement simples ont alors été choisies afin d'évaluer leur pertinence pour représenter le comportement de la structure. En réalité, la littérature a des avis divergents quant à la meilleure représentation du phénomène de déformation progressive.

D'une part, les lois de comportement avec des écrouissages cinématiques sous-estiment la déformation progressive si elles sont identifiées sur des courbes cycliques. D'autre part, elles surestiment la déformation progressive de l'essai 8 si leurs paramètres sont identifiés sur la courbe de traction monotone. Cette étape a révélé des informations essentielles telle que l'importance de la prise en compte des caractéristiques monotone et cyclique lors d'une étude de déformation progressive.

Afin de prendre en compte ces deux caractéristiques lors d'un calcul, nous avons proposé d'introduire l'écrouissage isotrope avec sa mémorisation d'écrouissage au modèle. Ce dernier permet de modéliser le durcissement cyclique de façon progressive et numérique. On a observé des résultats en accord avec la réalité, tant pour l'essai 8 que pour d'autres essais COTHAA.

Enfin, nous avons testé l'aptitude de la nouvelle méthode d'accélération pour modéliser des comportements élastoplastiques. Cette méthode est 3,5 fois plus rapide que la méthode classique sur un calcul 2D, soit un gain de 70% sur le temps de calcul. Nous l'avons également évalué pour un calcul 3D et nous avons constaté un gain supérieur à

80% sur le temps de calcul, soit un calcul 5,5 fois plus rapide.

Pour la suite, ce modèle permettra de faire une étude de faisabilité sur la nouvelle campagne d'essai de déformation progressive : les essais DEFPROG. Suite aux résultats de cette campagne d'essai, nous pourrons également valider ce modèle sur un autre type de chargement thermomécanique et de géométrie. Une nouvelle méthode simplifiée pour analyser la déformation progressive sera également proposée, tout en se basant sur les observations faites dans ce chapitre et sur le modèle de comportement proposé.

CHAPITRE IV

Développement d'un nouvel essai de déformation progressive : DEFPROG

Sommaire

IV.1 Introduction	84
IV.2 Essais DEFPROG	84
IV.2.1 Principe des essais	84
IV.2.1.1 Principe de l'essai PROFATH	84
IV.2.1.2 Principe de l'essai DEFPROG	85
IV.2.2 Caractérisation du matériau	86
IV.2.3 Géométries	89
IV.2.4 Dispositif de chargement	89
IV.2.5 Métrologie	91
IV.2.5.1 Mesure de température	91
IV.2.5.2 Mesure de déplacements	93
IV.2.6 Essais réalisés	95
IV.3 Résultats expérimentaux	95
IV.3.1 Essai DEFPROG n°1	95
IV.3.2 Essai DEFPROG n°2	95
IV.4 Modélisation et simulation du rochet thermique	101
IV.4.1 Modèle éléments finis	101
IV.4.2 Modélisation thermique	102
IV.4.2.1 Formulation magnéto-thermique	102
IV.4.2.2 Modèle magnéto-thermique	102
IV.4.3 Modélisation thermomécanique	103
IV.4.3.1 Loi de comportement utilisée	103
IV.4.3.2 Modèle thermomécanique	105
IV.4.4 Comparaison aux résultats expérimentaux	107
IV.4.4.1 Validation du chargement thermique	107
IV.4.4.2 Évaluation du modèle simplifié de Chaboche	108
IV.5 Conclusion	112

IV.1 Introduction

De nouveaux essais de déformation progressive ont été développés dans le cadre de ces travaux de thèse. Il s'agit des essais DEFPROG. Cette campagne expérimentale vise à proposer un essai de référence permettant d'étudier le phénomène de rochet sous chargement thermomécanique. Les résultats expérimentaux permettront d'une part de confirmer la pertinence du modèle simplifié de Chaboche à modéliser la déformation progressive et d'autre part, de valider la nouvelle méthode simplifiée d'analyse à la déformation progressive ([section V.2](#)).

La première partie de ce chapitre est dédiée à la présentation des essais DEFPROG. Ils sont une évolution des essais PROFATH qui ont été développés afin d'étudier le phénomène de propagation de fissures par fatigue pour des chargements thermomécaniques cycliques.

La seconde partie aborde la modélisation et la simulation des essais. En premier lieu, nous abordons les modélisations magnéto-thermique et thermomécanique et, en second lieu, nous confrontons les résultats des simulations aux résultats expérimentaux. Enfin, nous testerons l'aptitude de la méthode d'accélération pour simuler ces essais.

IV.2 Essais DEFPROG

Les essais DEFPROG ont pour objectif d'apporter de nouveaux éléments de compréhension du phénomène de rochet de structure. Ces essais permettent d'évaluer la robustesse de l'analyse élastoplastique proposée dans le chapitre précédent et de valider expérimentalement le nouveau critère en déformation progressive présenté au [chapitre V](#). Ils sont une adaptation des essais PROFATH ([figure IV.1](#)) qui ont été développés afin d'améliorer et de rendre plus fiable l'estimation de la propagation de fissures par fatigue pour des chargements thermomécaniques cycliques [[Gourdin et al., 2018a](#)].

Deux essais sont présentés afin d'étudier la déformation progressive. Le premier, appelé DEFPROG n°1, qui est en fait une nouvelle exploitation des résultats de l'essai PROFATH n°5. Ce dernier avait été réalisé afin de caractériser la striction diamétrale et, ainsi, valider certaines hypothèses faites pour les analyses de propagation de fissures par fatigue. Le second, appelé DEFPROG n°2, a été réalisé dans les présents travaux afin de caractériser le rochet de structure. En effet, les moyens de mesure sont plus approfondis dans ce dernier.

IV.2.1 Principe des essais

IV.2.1.1 Principe de l'essai PROFATH

L'essai PROFATH consiste à appliquer un chargement thermique cyclique et un chargement mécanique constant sur une structure cylindrique épaisse comportant une entaille circulaire en paroi externe dans son plan médian. Le chargement thermique est divisé en trois étapes :

1. chauffage par induction à haute fréquence (100kHz) de la paroi externe jusqu'à une température de consigne θ_{cons} ,

2. homogénéisation de la température dans l'épaisseur,
3. arrêt du chauffage et refroidissement par injection d'eau en paroi interne.

Ce chargement, illustré sur la [figure IV.2](#), engendre un gonflement du diamètre externe pendant le chauffage et une contraction de ce dernier pendant le refroidissement. Autrement dit, la structure est soumise à une flexion sphérique ou à un effet « tonneau ».

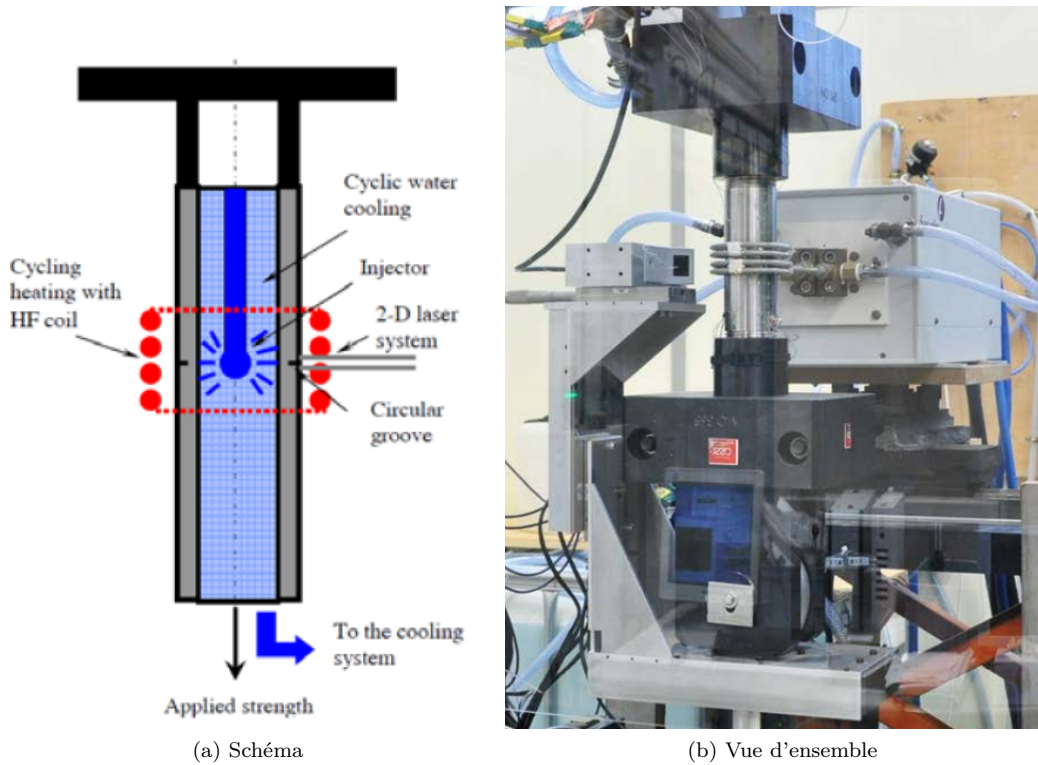


FIGURE IV.1 – Dispositif PROFATH (figures extraites de [Gourdin et al., 2018a])

IV.2.1.2 Principe de l'essai DEFPROG

Afin d'augmenter le gradient thermique pendant la phase d'injection d'eau, un nouveau chargement thermique cyclique est proposé. Une structure cylindrique épaisse, cette fois sans entaille circulaire, est soumise au chargement thermomécanique suivant ([figure IV.3](#)) :

1. chauffage par induction à haute fréquence (100kHz) de la paroi externe jusqu'à une température de consigne θ_{cons} ,
2. homogénéisation de la température dans l'épaisseur,
3. remontée de la température en paroi externe pendant une durée prédéfinie en mettant la puissance de chauffe à 100%,
4. maintien du chauffage et refroidissement par injection d'eau en paroi interne,
5. arrêt du chauffage et refroidissement par injection d'eau en paroi interne.

Les étapes 3 et 4 engendrent un gradient thermique plus important que celui observé lors des essais PROFATH pour une même plage de température. Ce nouveau gradient

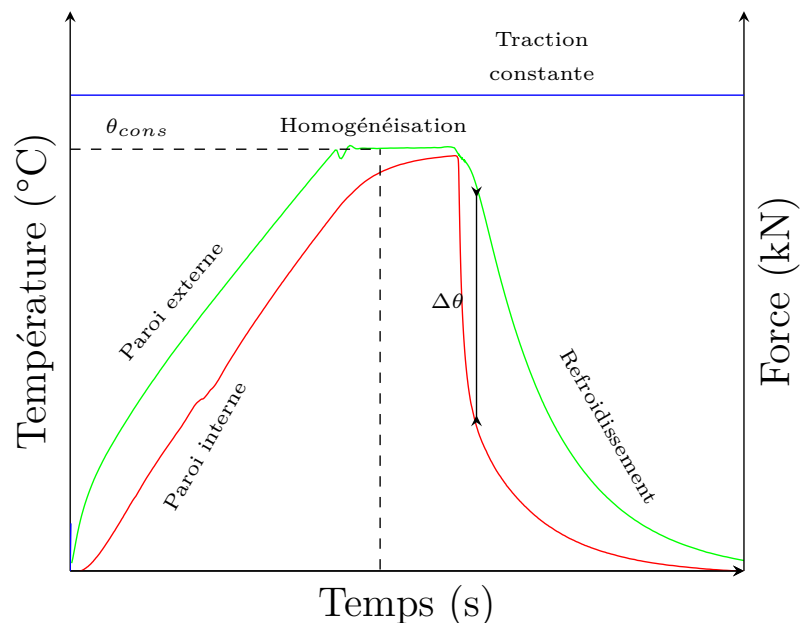


FIGURE IV.2 – Illustration du chargement thermomécanique des essais PROFATH

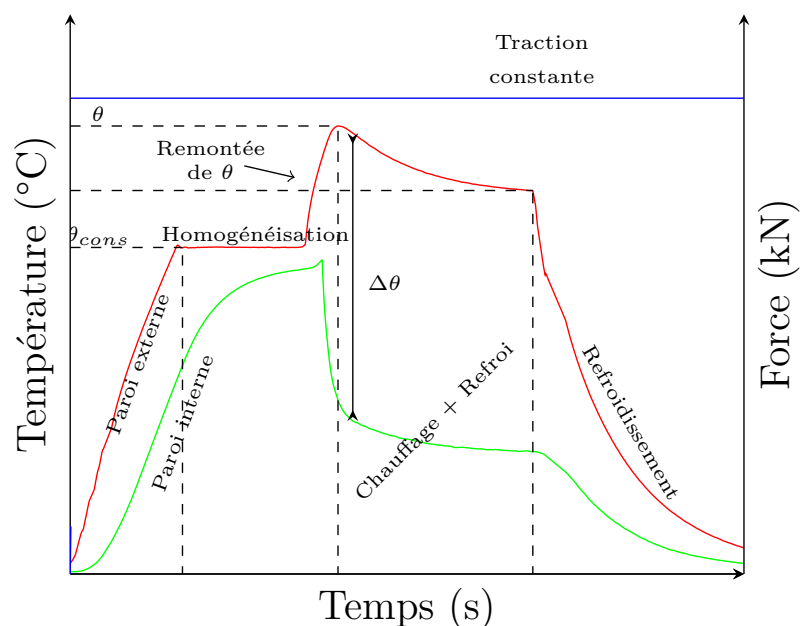


FIGURE IV.3 – Illustration du chargement thermomécanique des essais DEFPROG

thermique induit alors une contrainte thermique plus significative et permet donc d'amplifier le phénomène de déformation progressive. Il en résulte que cette modification permet d'imposer des chargements secondaires plus pénalisants et sans dépasser les températures de fonctionnement de composants industriels.

IV.2.2 Caractérisation du matériau

L'acier utilisé pour les essais DEFPROG est un acier inoxydable austénitique 304L. Des essais de caractérisation mécanique monotone ont été réalisés dans le cadre de la campagne expérimentale PROFATH sur des éprouvettes cylindriques de diamètre

utile 8mm (figure IV.4). Ils ont été faits à une vitesse de déformation $2,5 \cdot 10^{-4}$ et à 20, 200 et 450°C. De plus, chaque essai est dupliqué afin de s'assurer de la reproductibilité des résultats.

On constate que sa limite d'élasticité est légèrement supérieure à celle du matériau COTHAA (tableau IV.1). La limite d'élasticité du modèle simplifié de Chaboche identifiée dans le chapitre précédent est ainsi ajustée afin de simuler les essais DEFPROG (cf. paragraphe IV.4.3.1). En revanche, la ductilité des deux matériaux est assez similaire.

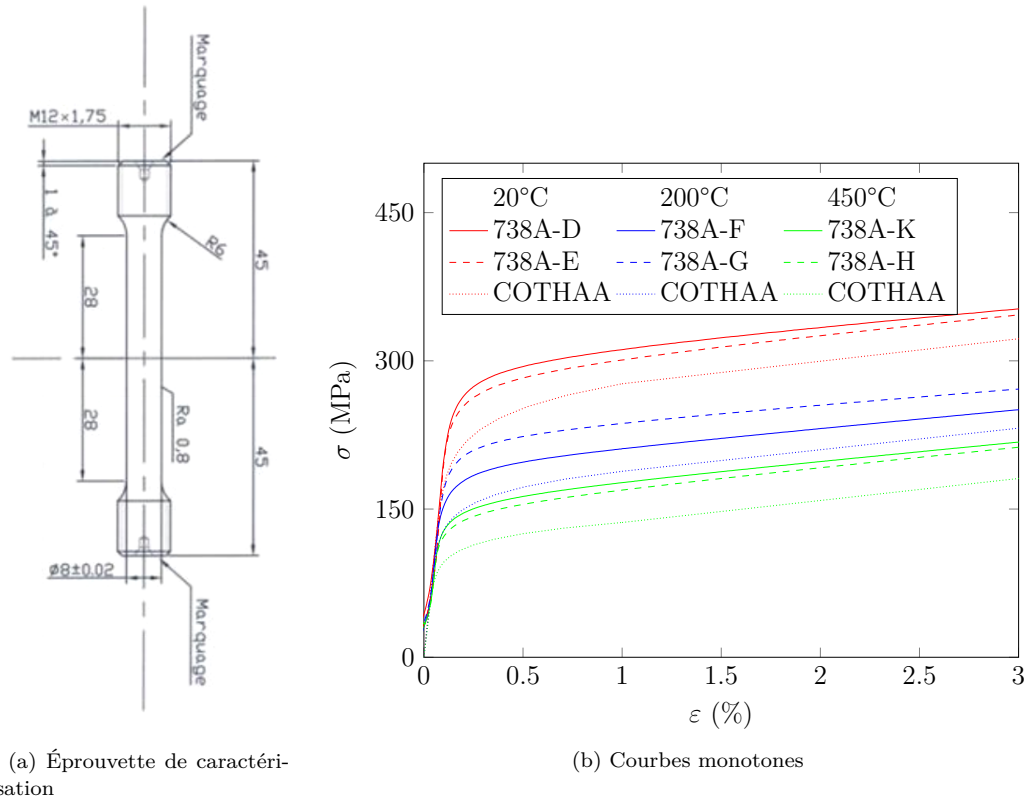


FIGURE IV.4 – Caractérisation mécanique monotone

Température (°C)	R_{p02} (MPa)	
	COTHAA	DEFPROG
20	235	277
200	159	201
450	115	145

TABLE IV.1 – Caractéristiques en traction des aciers COTHAA et DEFPROG

Des essais de caractérisation mécanique cyclique ont également été réalisés sur des éprouvettes cylindriques de diamètre utile 8mm. Ces essais ont été faits à deux niveaux de déformation imposée : $\pm 0,4\%$ et $\pm 0,8\%$ à température ambiante (figure IV.5) et à 200°C (figure IV.6). La déformation longitudinale est mesurée à l'aide d'un extensomètre placé au centre de l'éprouvette.

On note que la consolidation cyclique du matériau DEFPROG est inférieure à celle

du matériau COTHAA (tableau IV.2). Celle-ci sera prise en compte via les paramètres Q_0 et Q_M du modèle simplifié de Chaboche (cf. paragraphe IV.4.3.1).

A l'exception de la perméabilité de l'acier 304L prise égale à $1,1\mu_0$ (où μ_0 est la perméabilité du vide), les propriétés électriques et thermiques sont identiques à celles présentées dans le tableau III.1. Celles-ci sont utilisées pour la simulation magnéto-thermique (sous-section IV.4.2).

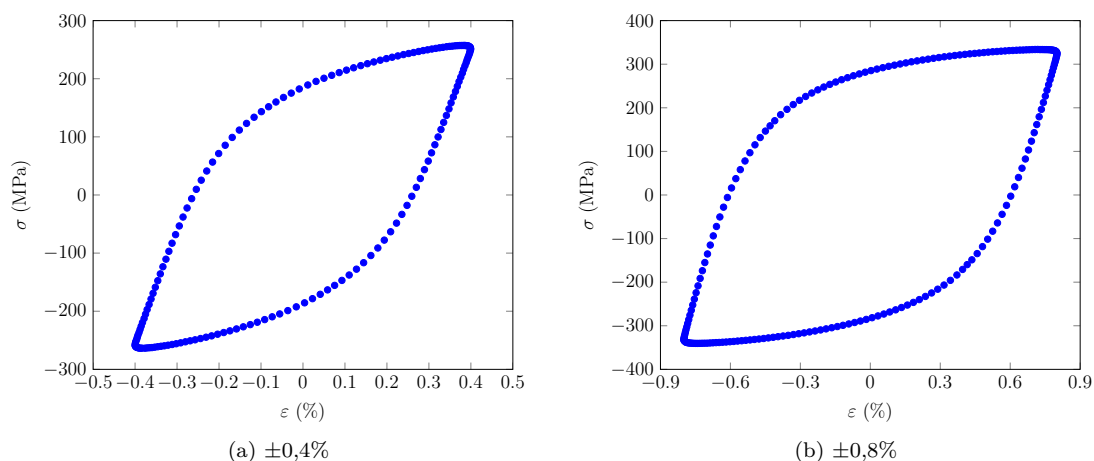


FIGURE IV.5 – Cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 20°C

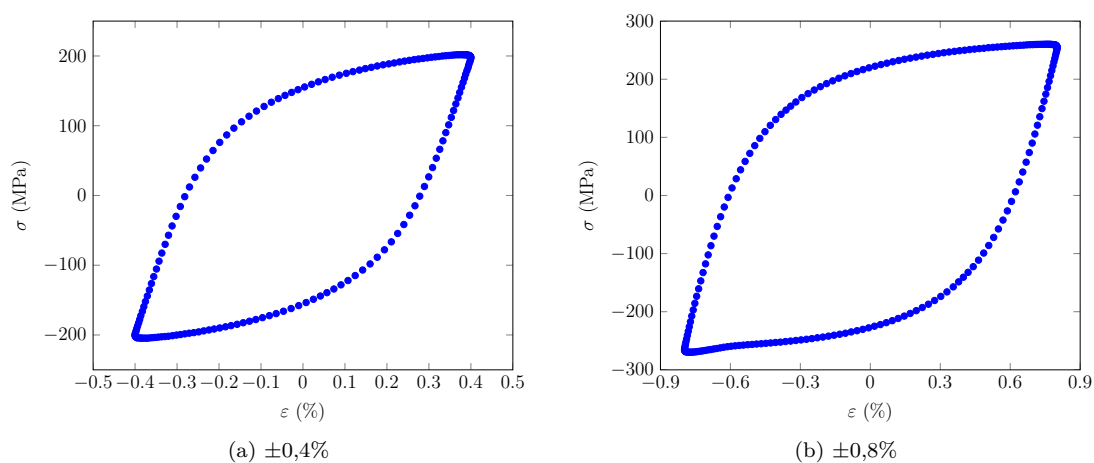


FIGURE IV.6 – Cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 200°C

Température (°C)	$\Delta\varepsilon/2$ (%)	$\frac{\Delta\sigma}{2}$ (MPa)	
		COTHAA	DEFPROG
20	$\pm 0,4$	280	252
	$\pm 0,8$	380	347
200	$\pm 0,4$	244	200
	$\pm 0,8$	308	265

TABLE IV.2 – Caractéristiques cycliques des aciers COTHAA et DEFPROG

IV.2.3 Géométries

Les éprouvettes utilisées lors de cette campagne expérimentale sont prélevées dans des tubes en acier inoxydable austénitique 304L du type X2CrNi18-9, selon la désignation AFNOR. L'éprouvette DEFPROG est une structure cylindrique de diamètre externe 60mm et d'épaisseur 10mm. On dispose de quatre éprouvettes vierges avec une géométrie identique (figure IV.7). Il est néanmoins envisagé de modifier la géométrie de l'une de ces éprouvettes afin d'imposer des chargements thermique et mécanique plus pénalisants et d'étudier son impact sur la réponse et sur la nouvelle règle en déformation progressive. On a également une éprouvette dédiée à la caractérisation du chargement thermique. Celle-ci possède une géométrie identique aux éprouvettes PROFATH [Gourdin et al., 2018b].

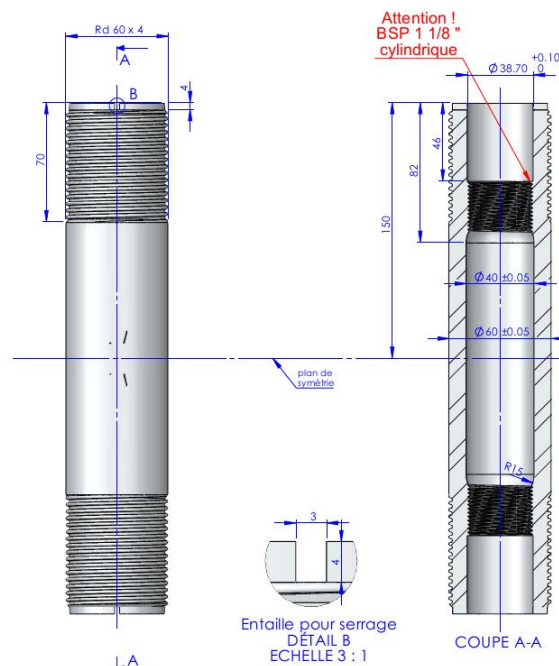


FIGURE IV.7 – Éprouvette DEFPROG

IV.2.4 Dispositif de chargement

Le dispositif de chargement est composé de trois sous-dispositifs :

- (i) dispositif de chargement mécanique,
- (ii) dispositif de chauffage,
- (iii) dispositif de refroidissement.

Le chargement mécanique est imposé par un vérin électromécanique. Celui-ci peut imposer un effort de traction de capacité de 200kN. Quatre jauges de déformation sont collées sur l'extrémité inférieure de l'éprouvette afin d'assurer un bon centrage du chargement de traction et d'éviter un effort de flexion (figure IV.8).

Le dispositif de chauffage est principalement composé de quatre spires en cuivre qui sont alimentées par un générateur de 6kW de marque FIVE CELES pouvant opérer à

une fréquence de chauffe de 100 à 400 kHz et d'un système de refroidissement. Ce dernier permet de faire circuler l'eau à l'intérieur des spires et, donc, de les refroidir pendant le chauffage. Afin d'imposer une épaisseur de chauffe d'environ 2mm, la fréquence de chauffe de 100 kHz est choisie. Les principales dimensions des spires ainsi que leur position sont présentées sur la [figure IV.9](#).

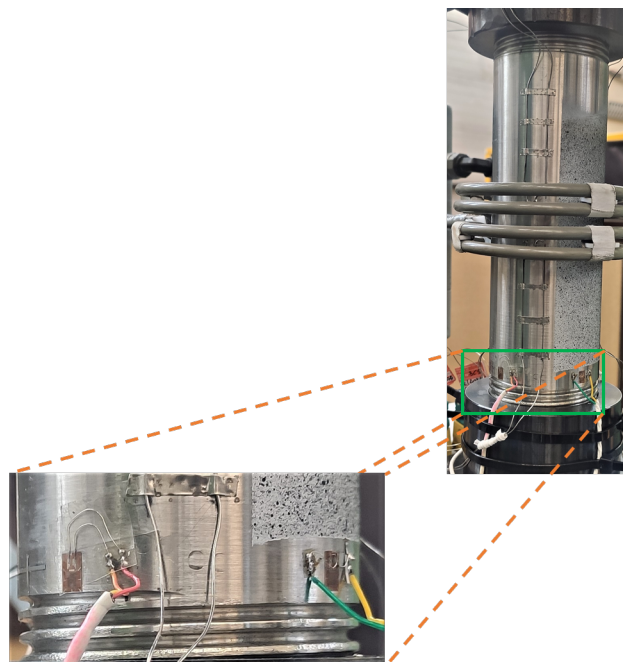


FIGURE IV.8 – Emplacement des jauges de déformation

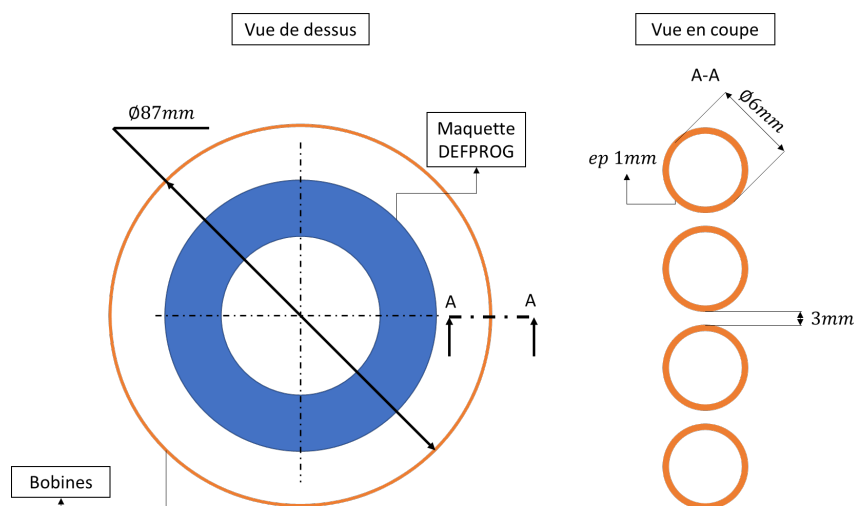


FIGURE IV.9 – Géométrie et position des spires

Le dispositif de refroidissement est composé d'une buse d'injection fixe, d'un refroidisseur de marque COSMOTEC, d'une pompe, d'un réservoir de capacité de 1000L et d'un système d'injection d'air. Le type de buse et sa position dans l'éprouvette, à +9mm du plan médian, ont été étudiés et optimisés dans le cadre des essais PROFATH. Nous gardons ces mêmes configurations pour les essais DEFPROG. Le refroidisseur assure que la température d'injection reste froide, environ 16°C. La pompe sert à contrôler le

débit d'injection dans l'éprouvette. Ce dernier est fixé à 12,5 L/s.

Le pilotage et l'acquisition du dispositif de chargement sont réalisés par une interface développée au LISN sous Labview 2012 (figure IV.10).

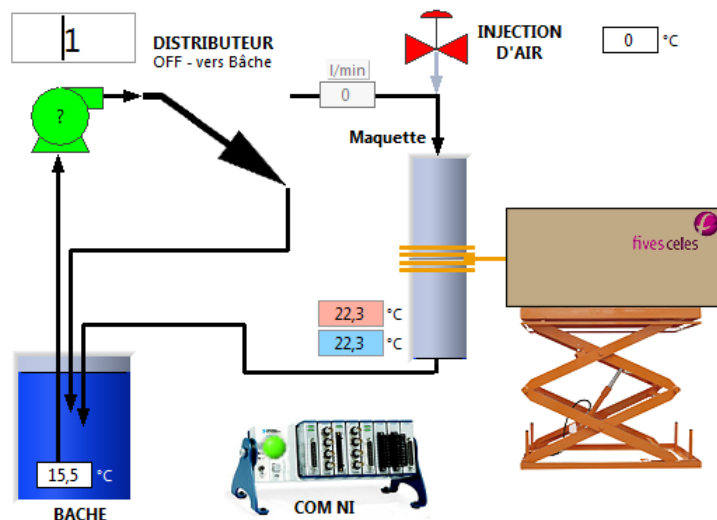


FIGURE IV.10 – Pilotage des essais

IV.2.5 Métrologie

IV.2.5.1 Mesure de température

Des thermocouples de type K de diamètre 0,5mm sont utilisés afin de caractériser les évolutions de température pendant les essais. Ces derniers peuvent être placés :

- sur trois génératrices espacées de 120°,
- à 9, 5 et 0mm de profondeur par rapport à la paroi externe,
- à différentes hauteurs par rapport au plan médian ; quatre au-dessus et quatre en-dessous.

Ces thermocouples sont alors référencés selon le numéro de la génératrice et leur position par rapport à la paroi externe et au plan médian. Par exemple, un thermocouple placé à la génératrice 1, à 9mm de profondeur et à 9mm du plan médian est référencé 1A3, dans lequel « 1 » indique la génératrice, « A » sa profondeur et « 3 » pour sa troisième distance du plan médian (figure IV.11). Les emplacements possibles des thermocouples ainsi que leur référence sont résumés dans le tableau IV.3. Pour l'éprouvette dédiée à la caractérisation du chargement thermique, il a été décidé d'instrumenter vingt thermocouples, en vert dans le tableau IV.3, et de garder les autres positions en cas de dysfonctionnement d'un thermocouple installé.

Les éprouvettes DEFPROG sont composées de douze thermocouples placés à ± 9 mm du plan médian, à 9mm et 0mm de profondeur et sur les trois génératrices (figure IV.12). Ce choix a été fait afin de garantir un bon centrage thermique lors des essais DEFPROG. Deux thermocouples sont également utilisés pour mesurer respectivement la température de l'eau dans le réservoir et de l'air.

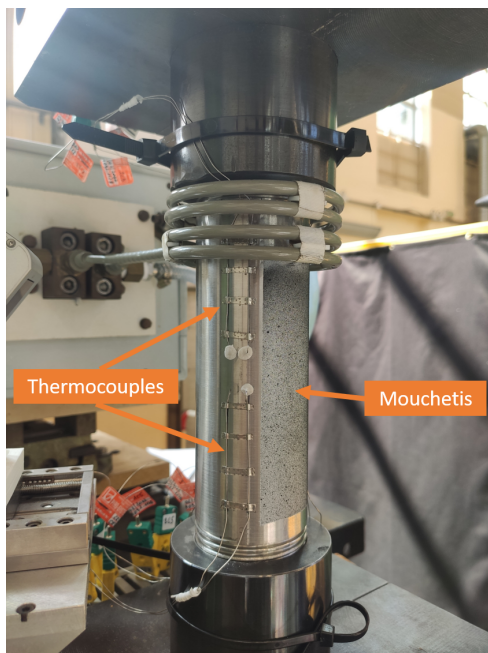


FIGURE IV.11 – Thermocouples positionnés sur la génératrice 1 et emplacement du mouchetis

Distance entre les plans médian et de référence	plan de référence	Génératrice 1			Génératrice 2			Génératrice 3		
		prof 9mm	prof 5mm	prof 0mm	prof 9mm	prof 5mm	prof 0mm	prof 9mm	prof 5mm	prof 0mm
+40mm	1	1A1		1C1	2A1		2C1			
+18mm	2	1A2	1B2	1C2	2A2	2B2	2C2			
+9mm	3	1A3	1B3	1C3	2A3	2B3	2C3	3A3		
+0mm	4	1A4	1B4		2A4	2B4		3A4	3B4	
-9mm	5	1A5	1B5	1C5	2A5	2B5	2C5	3A5		
-18mm	6	1A6	1B6	1C6	2A6	2B6	2C6			
-40mm	7	1A7		1C7	2A7		2C7			

TABLE IV.3 – Emplacement possible des thermocouples

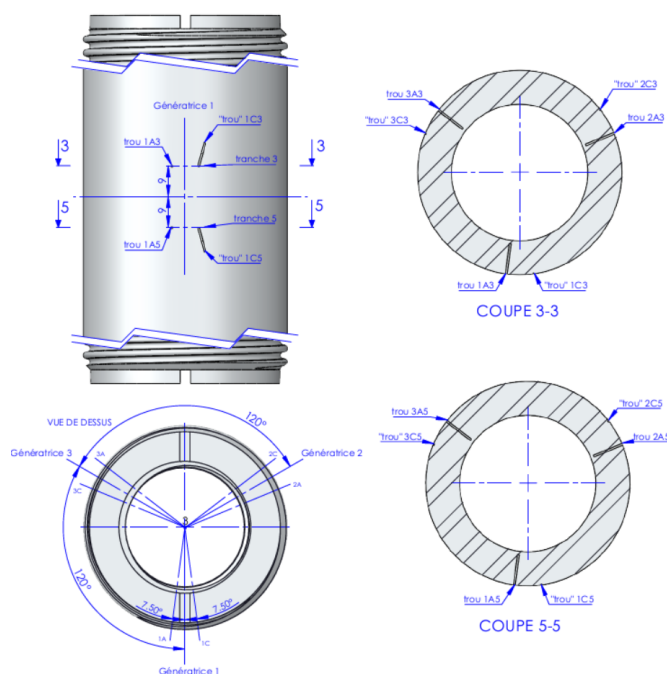


FIGURE IV.12 – Emplacement des thermocouples : Éprouvette DEFPROG

IV.2.5.2 Mesure de déplacements

L'évolution de la géométrie de la éprouvette est caractérisée par deux moyens de mesure :

- (i) stéréo-corrélation d'images,
- (ii) profilométrie.

La technique de stéréo-corrélation d'images consiste à déterminer le déplacement \mathbf{U} en 3D d'un point M à partir de deux paires d'images fournies par deux caméras à deux états distincts : un état dit initial t_0 et un autre dit déformé $t_0 + dt$ [Garcia, 2001]. Nous utilisons le modèle ARAMIS 3D camera 12M pour acquérir les images et le logiciel GOM SNAP et GOM correlate pour employer la méthode de stéréo-corrélation. La figure IV.13 présente le dispositif de stéréo-corrélation installé.

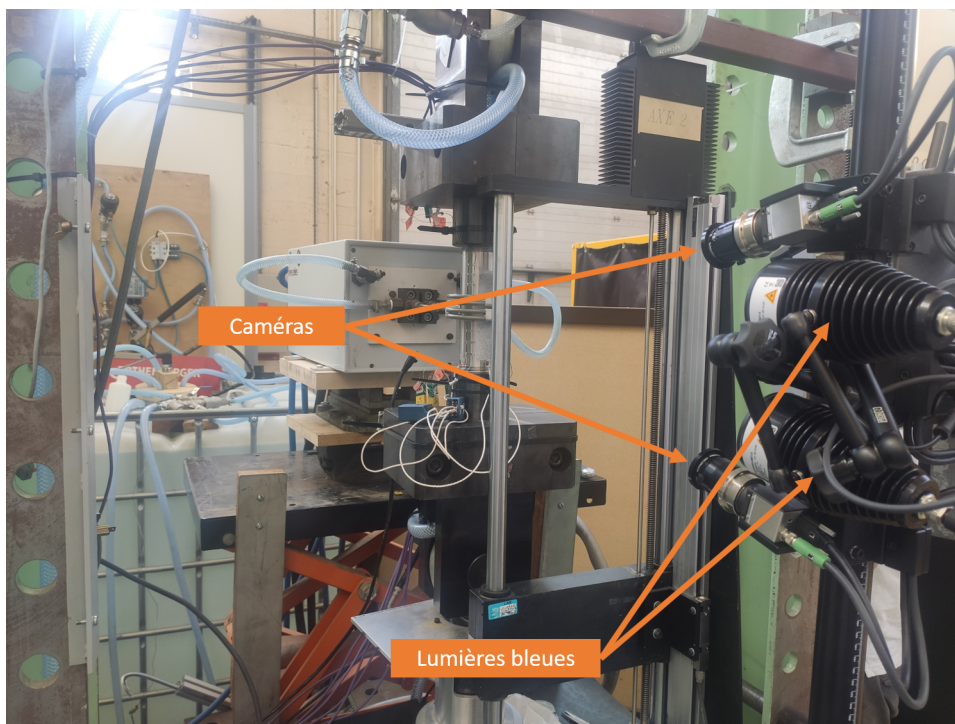


FIGURE IV.13 – Dispositif de stéréo-corrélation d'images

Pour appliquer cette méthode, il est nécessaire que la surface mesurée ait une texture suffisamment aléatoire. Celle-ci est généralement créée par un mouchetis à l'aide de peintures blanches et noires. Étant donné que la zone de mesure est chauffée, nous utilisons une peinture résistante aux températures élevées. Par ailleurs, il est conseillé par le fabricant de faire un traitement thermique à 160°C pendant 60 minutes afin de faire durcir la peinture. Ce traitement est fait sur l'éprouvette DEFPROG déjà montée sur place à l'aide du dispositif de chauffage. Des simulations ont été faites afin de déterminer la bonne vitesse de montée en température et ainsi éviter des déformations plastiques. La vitesse de montée choisie est égale à $1^{\circ}\text{C}/\text{s}$. Après ce traitement thermique, l'éprouvette se refroidit à l'air par convection naturelle. La position du mouchetis est donnée sur la figure IV.11.

De façon similaire aux essais COTHAA, des profilométries sont réalisées afin d'obtenir l'évolution du diamètre externe à la fin de chaque cycle de chargement. Ces profilométries sont réalisées par un laser LV-V7080 de chez Keyence qui est installé sur une platine motorisée permettant son déplacement longitudinal (figure IV.14). Ces mesures sont faites sur trois génératrices, appelées 1', 2' et 3', qui sont placées du côté opposé aux génératrices 1, 2 et 3 (figure IV.15). En outre des déplacements radiaux, ces trois mesures permettront de confirmer la symétrie du chargement.

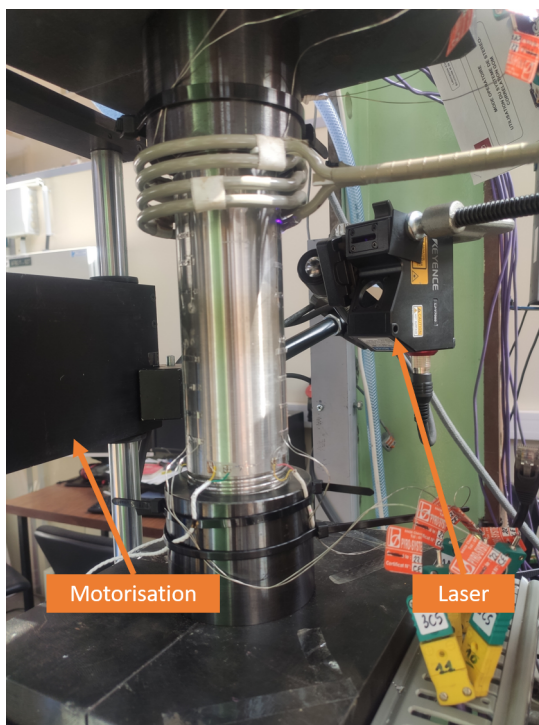


FIGURE IV.14 – Dispositif de profilométrie

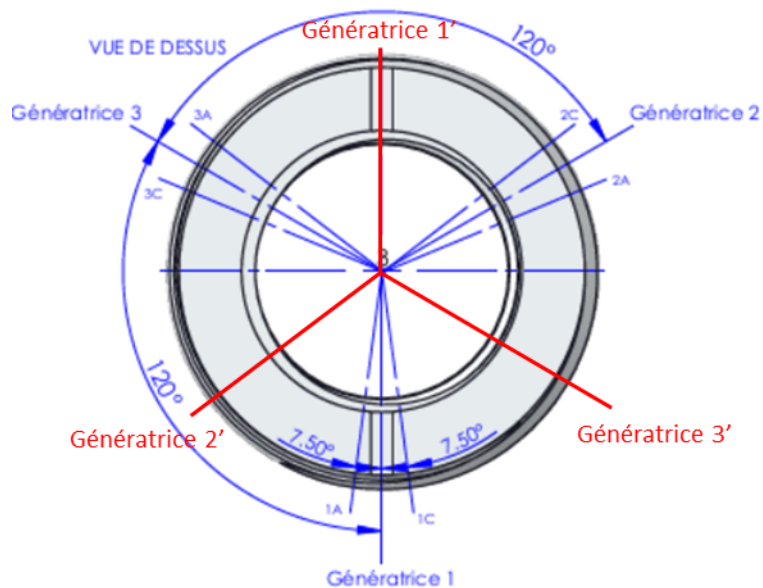


FIGURE IV.15 – Position des génératrices 1', 2' et 3'

IV.2.6 Essais réalisés

Deux essais sont traités dans cette section : DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2. Les principales conditions d'essai sont résumées dans le [tableau IV.4](#). Les différences entre ces deux essais résultent essentiellement de DEFPROG n°2 car :

- il a une géométrie sans entaille,
- il possède un chargement thermique plus pénalisant (pour une même θ_{cons}),
- il a des moyens de mesure plus approfondis,
- il respecte les conditions de température d'une centrale nucléaire REP,
- il est réalisé avec un nombre important de cycles.

Nom d'essai	θ_{cons} (°C)	$t_{remontée}$ (s)	$F_{traction}$ (kN)	P/S_M	Nombre de cycles (N)
DEFPROG n°1	450	-	150	1,0	50
DEFPROG n°2	300	5	175	1,0	250

TABLE IV.4 – Expériences DEFPROG

IV.3 Résultats expérimentaux

IV.3.1 Essai DEFPROG n°1

Les évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle sont données sur la [figure IV.16](#). La [figure IV.17](#) donne l'évolution de la différence de température entre les thermocouples 1A3 (1C3 - 1A3) et 2A5 (2C5 - 2A5). On constate alors une bonne concentricité du chargement thermique aussi bien dans la direction radiale que dans la direction longitudinale avec une légère surchauffe du plan médian supérieur.

La [figure IV.18](#) montre l'évolution de la déformation circonférentielle maximale $|\epsilon_{\theta\theta}| = |U_r|/R$, sur les génératrices externes du tube, en fonction du nombre de cycles. On observe que la déformation évolue fortement sur les premiers cycles puis elle a tendance à se stabiliser avec un pas de rochet très faible. Les profilométries sur la génératrice 2' sont également présentées sur la [figure IV.19](#). Notons que la déformation qui tend vers l'infini correspond à la mesure sur l'entaille.

IV.3.2 Essai DEFPROG n°2

La [figure IV.20](#) montre les évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle de chargement. Notons un dysfonctionnement du thermocouples 1A3. On soupçonne une mauvaise manipulation lors son instrumentation (il n'est pas bien placé en profondeur). Il ne sera pas considéré pour la suite. La différence de température entre les thermocouples interne et externe sur un cycle est donnée sur la [figure IV.21](#). On constate qu'on chauffe légèrement plus sur les thermocouples au-dessus du plan médian. Néanmoins, les différences de températures sont bien symétriques. Ainsi, on considère que la concentricité du chargement thermique est assurée. Nous présentons également l'évolution des différences de températures maximales sur un cycle pendant toute la durée de l'essai ([figure IV.22](#)). On peut constater une légère

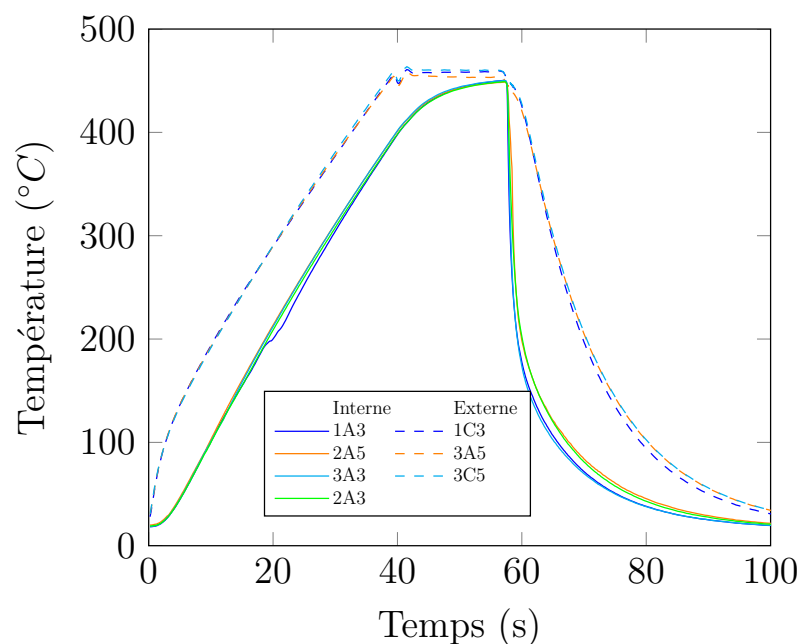


FIGURE IV.16 – DEFPROG n°1 - Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle

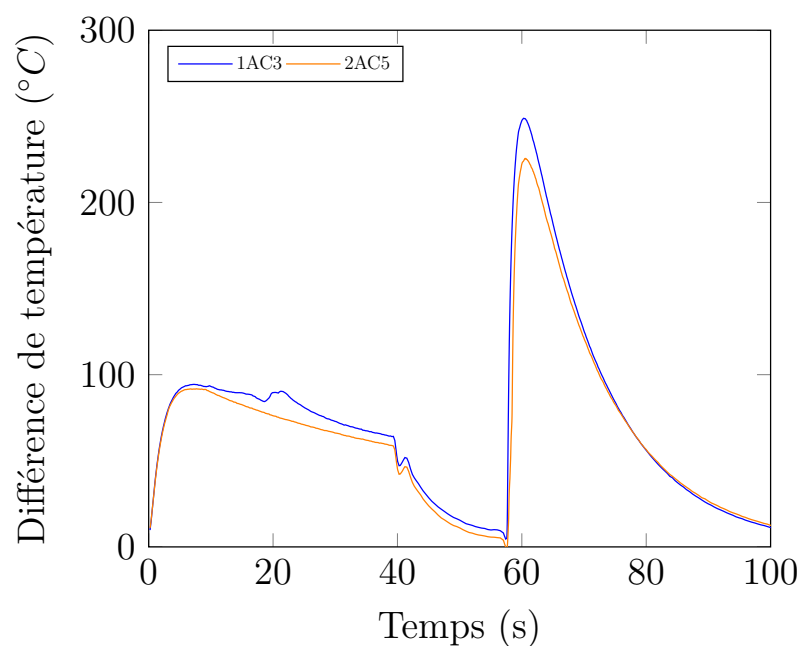


FIGURE IV.17 – DEFPROG n°1 - Évolutions temporelles des différences de température entre les thermocouples pendant un cycle

baisse de ces différences de température sur les 75 premiers cycles et puis sa stabilisation. On verra ci-après que ce phénomène s'explique par l'évolution de la contraction diamétrale $|\epsilon_{\theta\theta}|$ (figure IV.23).

La contraction diamétrale maximale $|\epsilon_{\theta\theta}|$ sur chaque génératrice est donnée sur la figure IV.23. Les profilométries au cours des cycles sur la génératrice 1' sont présentées sur la figure IV.24. Afin de ne pas surcharger ce paragraphe, les profilométries sur les

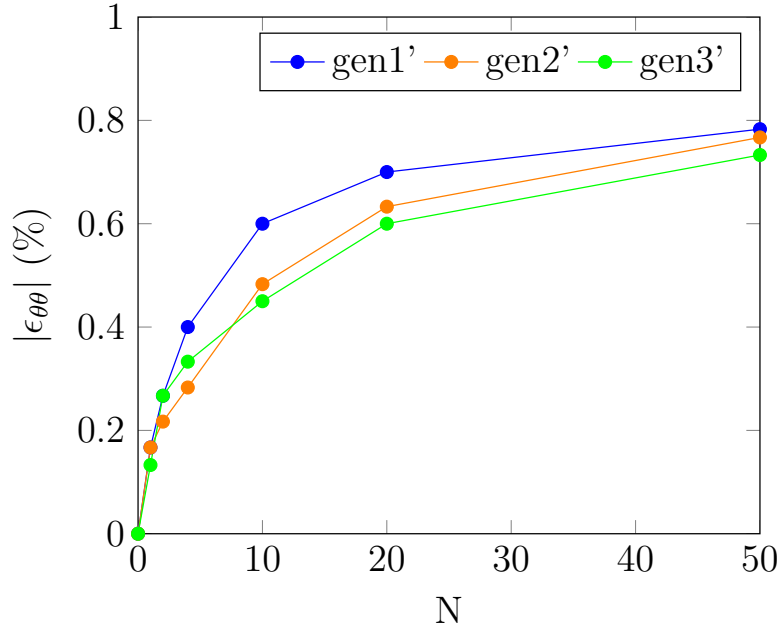


FIGURE IV.18 – DEFPROG n°1 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles

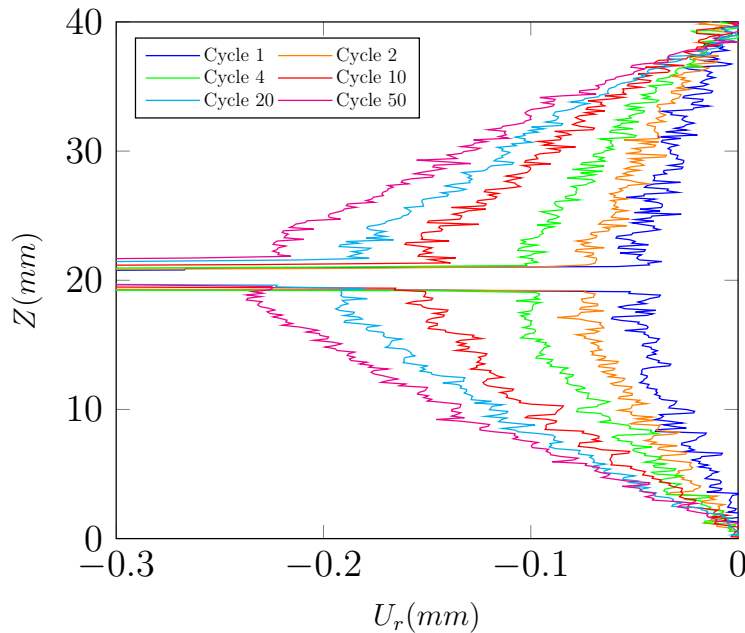


FIGURE IV.19 – DEFPROG n°1 - Profilométries sur la génératrice 2' au cours des cycles

génératrices 2' et 3' sont données en [annexe 3](#). L'évolution du déplacement axial en fonction des cycles, mesuré à l'aide de la stéréo-corrélation d'images, est donnée sur la [figure IV.25](#). Suite à un dysfonctionnement du logiciel de stéréo-corrélation pendant l'essai, nous ne possédons pas l'évolution de la contraction diamétrale au cours des cycles sur la génératrice 3'.

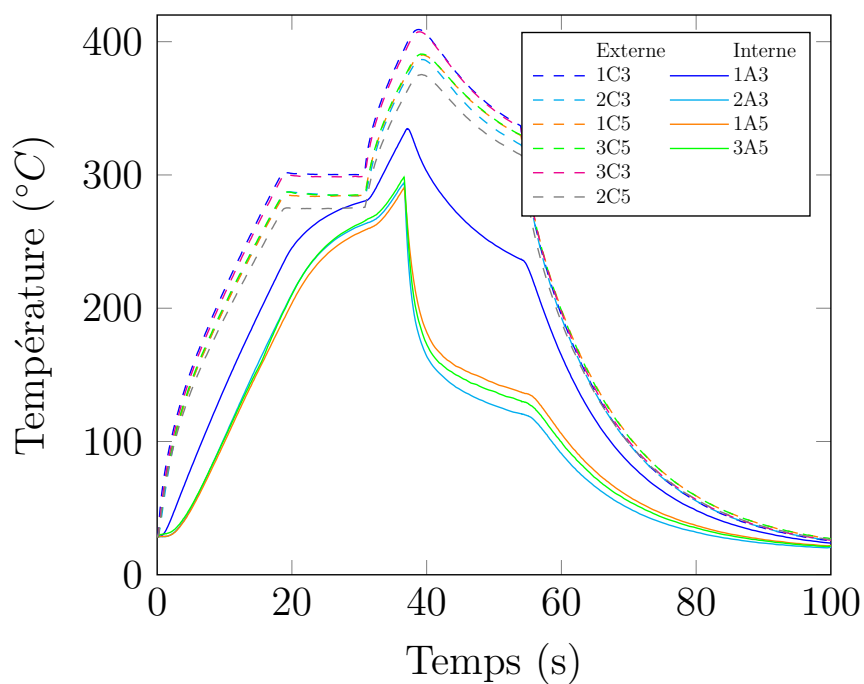


FIGURE IV.20 – DEFPROG n°2 - Évolutions temporelles des températures sur les thermocouples pendant un cycle

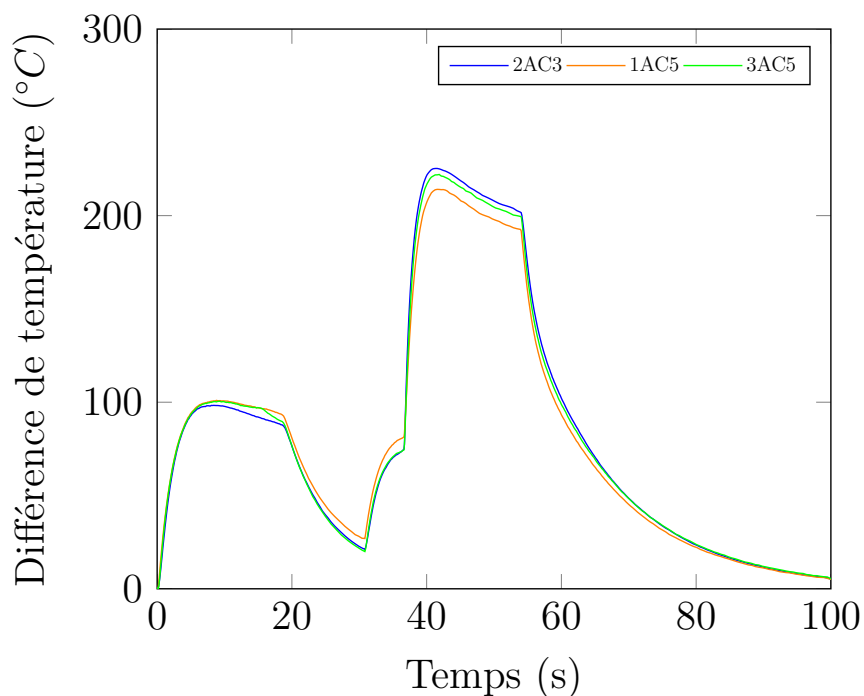


FIGURE IV.21 – DEFPROG n°2 - Évolutions temporelles des différences de température entre les thermocouples pendant un cycle

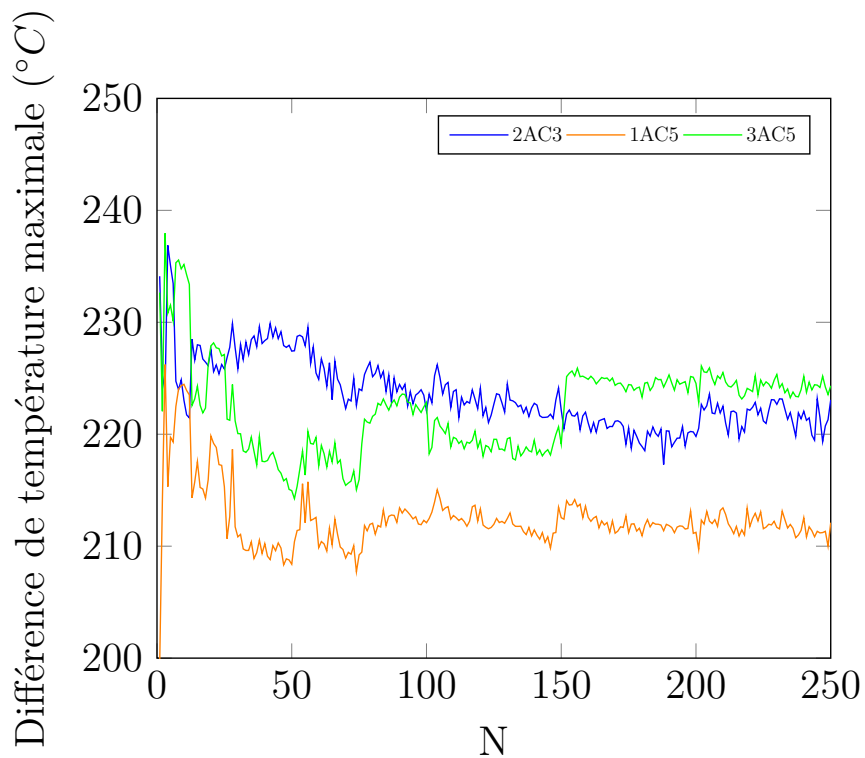


FIGURE IV.22 – DEFPROG n°2 - Évolutions des différences de température entre les thermocouples au cours des cycles

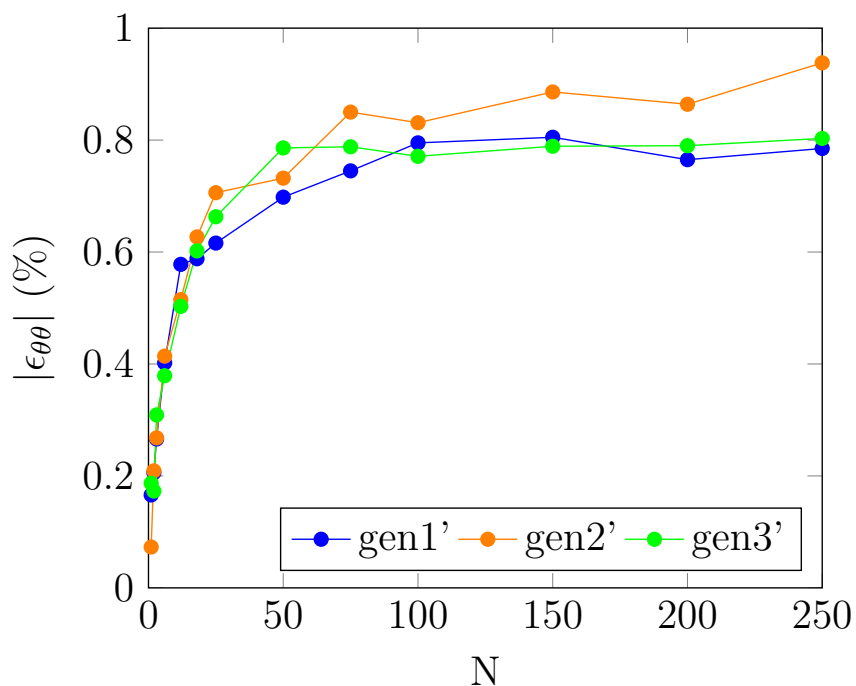


FIGURE IV.23 – DEFPROG n°2 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles

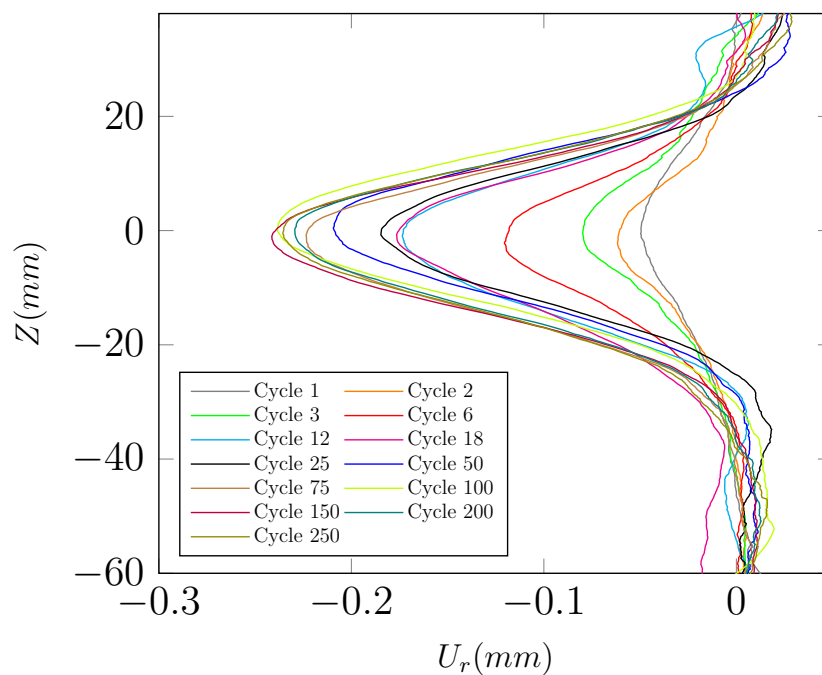


FIGURE IV.24 – DEFPROG n°2 - Profilométries sur la génératrice 1' au cours des cycles

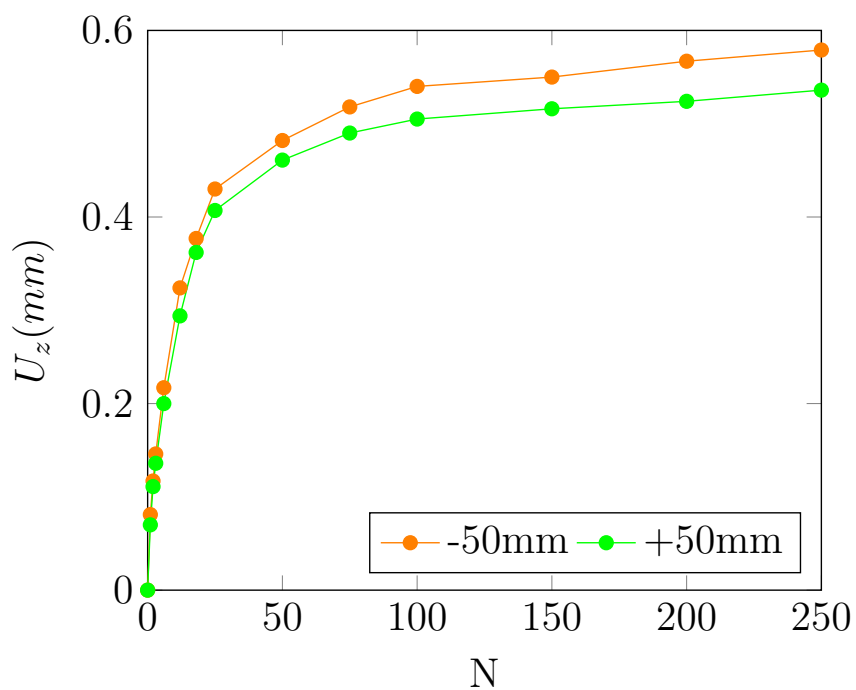


FIGURE IV.25 – DEFPROG n°2 - Évolution du déplacement axial sur la génératrice 3' au cours des cycles à -50mm et +50mm du plan médian

IV.4 Modélisation et simulation du rochet thermique

Les enjeux de cette modélisation consistent principalement à reproduire le chauffage par induction et à valider la loi de comportement proposée dans le chapitre précédent. Les deux essais présentés ci-avant, DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2, sont modélisés.

De façon similaire à la modélisation des essais COTHAA, le modèle est divisé en deux sous modèles : thermique et thermomécanique. En premier lieu, nous modélisons la thermique, notamment le chauffage par induction, via un modèle magnéto-thermique. Cette étape est effectuée afin d'obtenir la distribution de température sur un cycle. Des simulations magnéto-thermiques sont ainsi réalisées pour calibrer le paramètre numérique pilotant le chauffage par induction : la densité de courant électrique J qui traverse les spires. Les effets mécaniques sont négligés dans cette étape.

En second lieu, après avoir défini le champ de température, nous passons à la modélisation des phénomènes thermomécaniques. Le modèle de Chaboche simplifié, proposé dans le chapitre précédent, est utilisé pour effectuer ces simulations. De celles-ci sont extraits les déplacements radial et axial pour les comparer avec les résultats expérimentaux. Ces comparaisons sont indispensables pour valider le modèle proposé.

Toutes les simulations ont été réalisées sur le code de calcul par éléments finis SYSTUS/SYSWELD®.

IV.4.1 Modèle éléments finis

L'éprouvette ayant une forme cylindrique, un modèle 2D axisymétrique est réalisé. De plus, grâce à la symétrie par rapport au plan médian, nous ne modélisons que la moitié d'une coupe méridienne de l'éprouvette. Le maillage est composé de 10098 éléments quadratiques à huit nœuds et à quatre points d'intégration par maille (figure IV.26). Les éléments verts représentent le tube et les éléments rouges les spires.



FIGURE IV.26 – Modèle DEFPROG

IV.4.2 Modélisation thermique

IV.4.2.1 Formulation magnéto-thermique

La simulation du chauffage par induction est réalisée à l'aide du modèle magnéto-thermique développé dans le code de calcul SYSTUS/SYSWELD®. Les équations d'un problème magnéto-dynamique et thermique sont couplées via la puissance dissipée par effet Joule et l'influence de la température sur les propriétés magnétiques. Ce problème n'est pas résolu par la méthode directe (comme en [paragraphe III.3.2](#)), mais par une méthode itérative. Autrement dit, les calculs magnéto-dynamique et thermiques sont exécutés successivement afin de tenir compte de l'évolution de la puissance dissipée en thermique et de l'évolution des températures en magnéto-dynamique. Cette méthode itérative est schématisée sur la [figure IV.27](#).

L'air est modélisé par la méthode BEM (méthode des éléments de frontière en français). C'est une méthode de résolution numérique, comme la méthode des éléments finis, qui est très avantageuse lorsqu'on modélise un milieu infini car elle ne discrétise que la frontière du domaine modélisé. La formulation mathématique avec la méthode BEM est donnée dans [[Bergheau and Fortunier, 2013](#), [Bergheau and Conraux, 2000](#)].

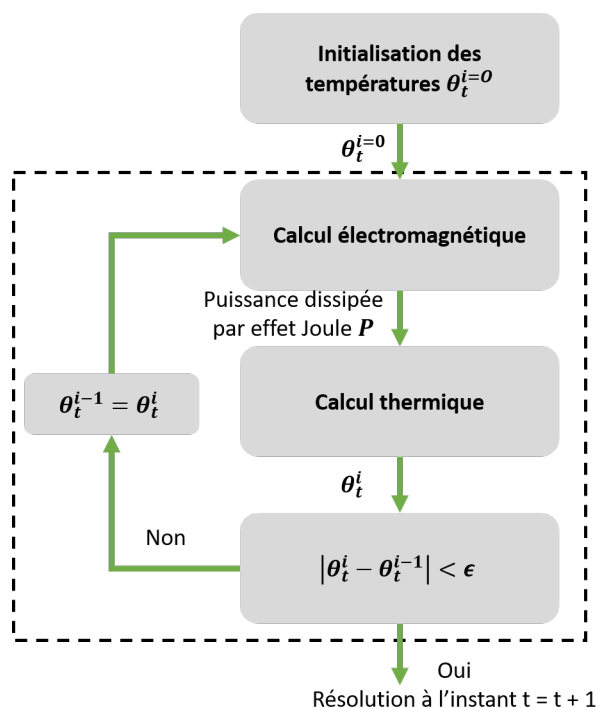


FIGURE IV.27 – Organigramme de la procédure de résolution du problème magnéto-thermique

IV.4.2.2 Modèle magnéto-thermique

Les propriétés thermiques et électromagnétiques de l'acier 304L sont appliquées aux tubes et celles du cuivre aux spires. Les conditions aux limites magnéto-thermiques sont listées ci-dessous et présentées sur la [figure IV.28](#).

- la convection naturelle est modélisée par un coefficient $h_{air} = 20W/°C.m^2$ et par une température $\theta_{\infty} = 20°C$,

- la convection forcée est représentée par un coefficient $h_{forcée} = 2000W/°C.m^2$ et une température $\theta_{eau} = 15°C$,
- le chauffage par induction se traduit par une densité de courant J et une haute fréquence d'induction $f = 100kHz$ appliquées aux spires.

La valeur de J est calibrée sur les résultats expérimentaux (sous-section IV.4.4.1).

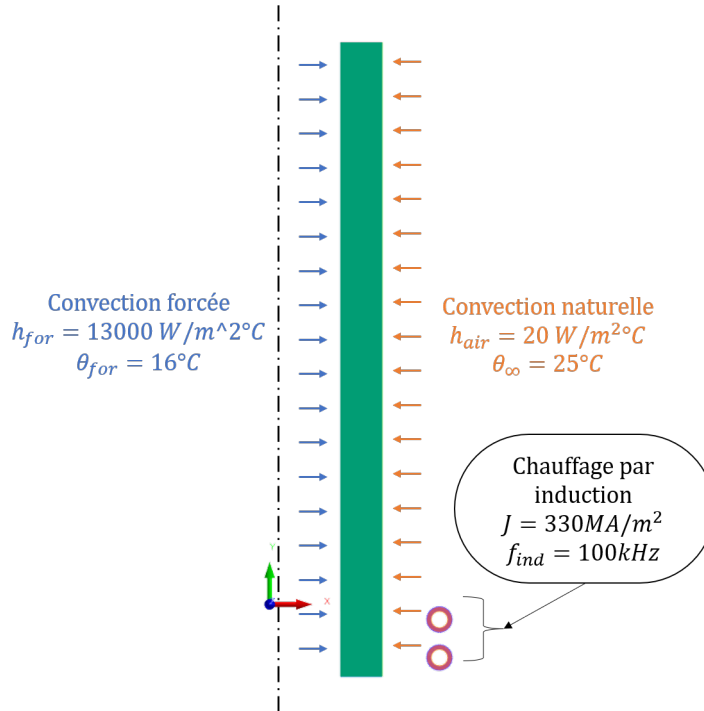


FIGURE IV.28 – Conditions aux limites magnéto-thermique

IV.4.3 Modélisation thermomécanique

IV.4.3.1 Loi de comportement utilisée

Nous utilisons le modèle simplifié de Chaboche (SC) proposé dans le [paragraphe III.3.3.1](#) et évalué dans le [paragraphe III.3.4.2](#). Néanmoins, puisque les matériaux DEFPROG et COTHAA ne sont pas identiques, des adaptations sur certains paramètres de la loi sont nécessaires, plus précisément les paramètres de l'écroutissage isotrope. Pour prendre en compte l'écart entre les courbes de traction, on recale la limite d'élasticité du modèle proposé σ_y . Le recalage est fait de la manière suivante :

1. les limites d'élasticité à 20, 200 et 450°C sont multipliées par le rapport entre $R_{p02DEFPROG}$ et $R_{p02COTHAA}$ à la température correspondante,
2. pour les autres températures, les limites d'élasticité sont multipliées par l'interpolation linéaire des ratios calculés précédemment.

La confrontation des résultats des simulations aux courbes expérimentales monotones est donnée sur la [figure IV.29](#). On constate une bonne représentation du comportement du matériau sous chargement monotone pour des déformations inférieures à

1%. Cette même constatation avait déjà été faite dans le chapitre précédent (cf. [paragraphe III.3.3.2](#)). Pour des déformations supérieures à 1%, l'effet de mémoire d'écroutissage devient très important.

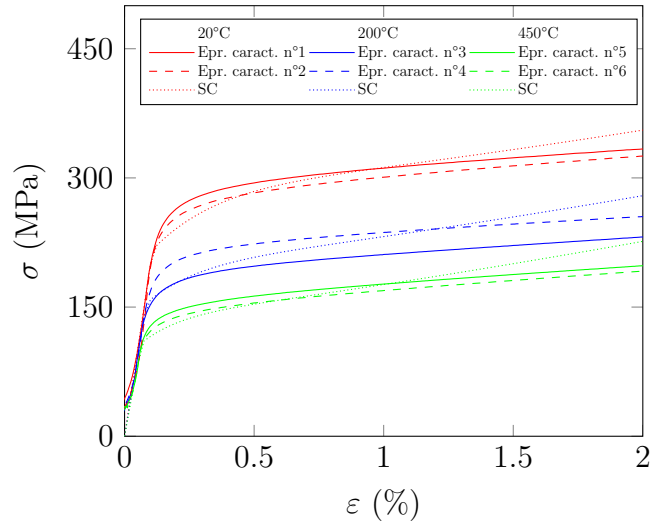


FIGURE IV.29 – Comparaison entre le modèle SC et les courbes monotones expérimentales

Les paramètres Q_0 et Q_M sont également modifiés afin de prendre en compte le faible durcissement cyclique du matériau DEFPROG. Le rajustement de ces derniers est fait de la manière suivante :

1. ajustement des courbes cycliques réduites du RCC-MRx aux essais de caractérisation DEFPROG,
2. identification des paramètres Q_0 et Q_M sur ces nouvelles courbes.

La comparaison des résultats des simulations aux courbes cycliques stabilisées expérimentales est présentée sur les [figures IV.30](#) et [IV.31](#). Globalement, on observe que les résultats des simulations sont en accord avec ceux des essais de caractérisation.

Les paramètres du modèle SC sont donnés dans l'[annexe 4](#).

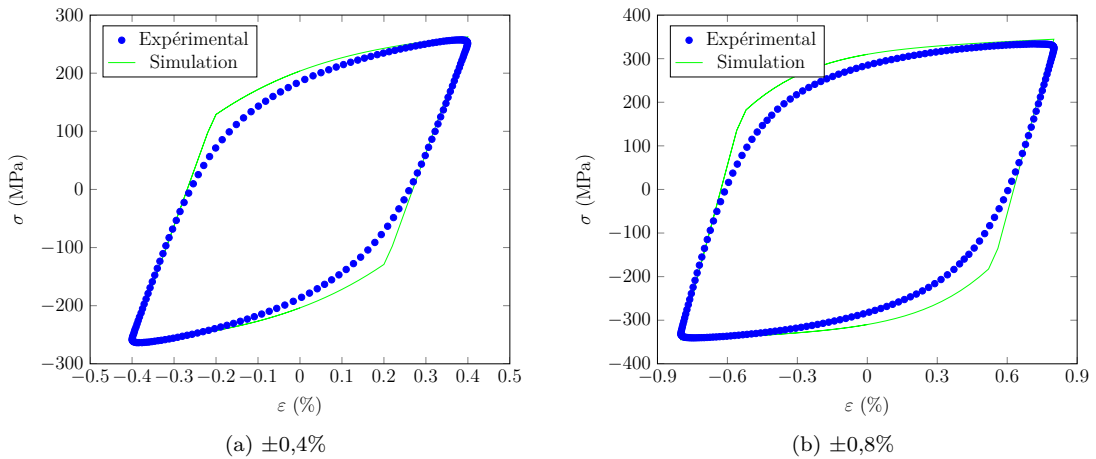


FIGURE IV.30 – Confrontation des résultats des simulations aux cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 20°C

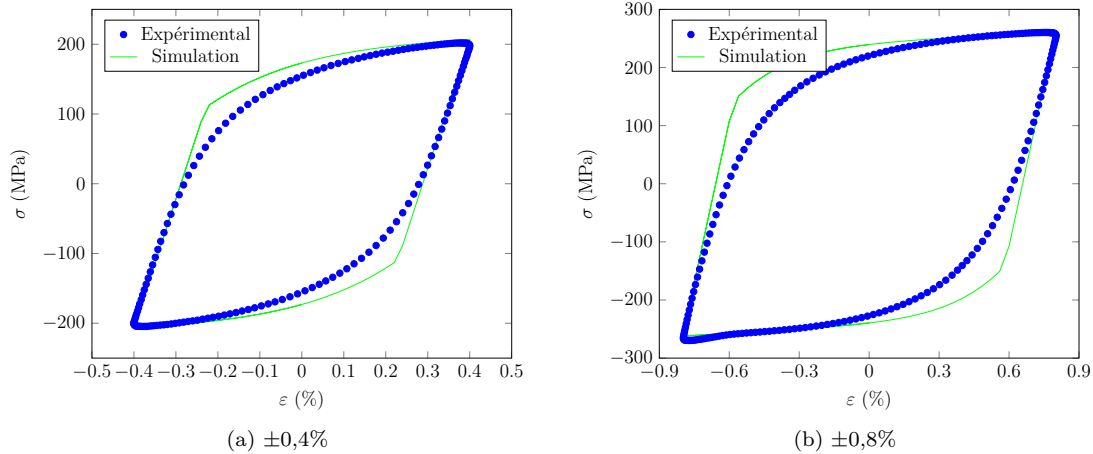


FIGURE IV.31 – Confrontation des résultats des simulations aux cycles stabilisés des essais de caractérisation cyclique à 200°C

IV.4.3.2 Modèle thermomécanique

Les propriétés thermomécaniques listées dans le [tableau III.2](#), à l'exception de R_{p02} , sont utilisées pour modéliser le comportement thermoélastique du matériau. Le coefficient de Poisson ν ne dépend pas de la température et vaut 0,3. Le comportement plastique est modélisé par le modèle SC présenté ci-dessus.

Quant aux conditions aux limites, le déplacement axial des mailles 1D de la surface inférieure est bloqué de manière à reproduire la symétrie du plan médian de l'éprouvette. Le chargement mécanique, soit l'effort de traction constante $F_{traction}$, se traduit par l'application d'une pression équivalente P aux mailles 1D de la surface supérieure du modèle. Celle-ci est déterminée par :

$$P = \frac{F_{traction}}{\pi(R_e^2 - R_i^2)} \quad (IV.1)$$

avec R_i et R_e les rayons interne et externe de l'éprouvette.

Ces conditions sont illustrées sur la [figure IV.32](#). Le chargement thermique cyclique est imposé en utilisant les résultats transitoires issus de la modélisation magnéto-thermique. De façon similaire à la simulation des essais COTHAA, chaque cycle est initialisé en imposant l'état final du cycle précédent afin d'assurer la continuité de l'histoire du chargement. Pour extraire l'évolution du rayon externe, on simule un retour à la température ambiante avec un effort de traction égal à 5kN, soit $P = 3,18MPa$. La procédure du calcul cyclique est similaire à celle présentée sur la [figure III.16](#).

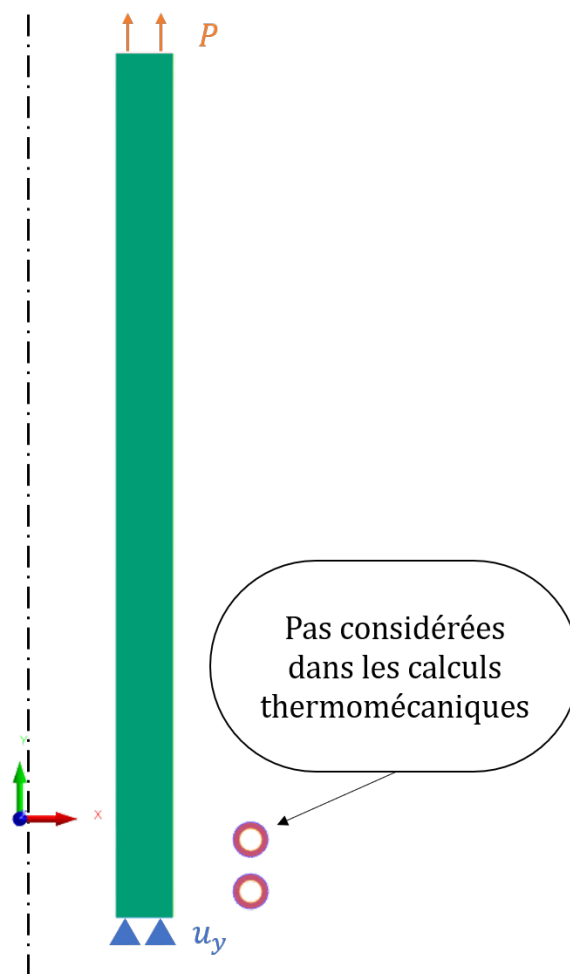


FIGURE IV.32 – Conditions aux limites mécaniques

IV.4.4 Comparaison aux résultats expérimentaux

IV.4.4.1 Validation du chargement thermique

Un recalage de la densité de courant électrique J est effectué afin de retrouver la valeur qui représente la puissance de chauffe maximale. On se base principalement sur la première montée en température pour déterminer cette valeur. Une étude de sensibilité est alors réalisée et la valeur $J = 330MA/m^2$ est retenue pour la modélisation. On observe que les simulations reproduisent assez correctement les évolutions temporelles des températures des expériences DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2 (figures IV.33 et IV.34).

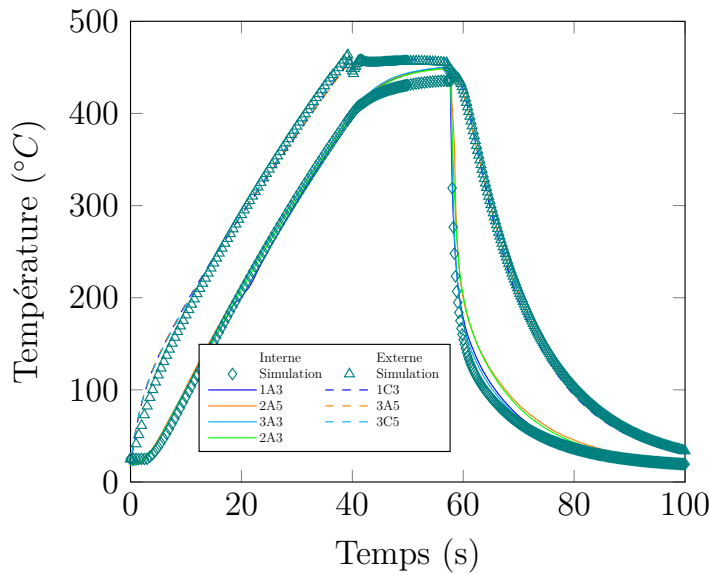


FIGURE IV.33 – DEFPROG n°1 - Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle

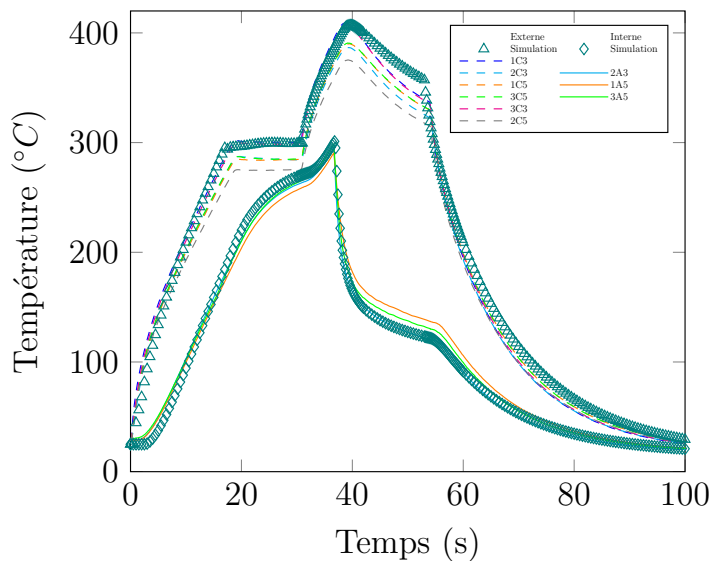


FIGURE IV.34 – DEFPROG n°2 - Comparaisons des évolutions temporelles des températures sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle

A propos des évolutions des différences de température entre les thermocouples (figures IV.35 et IV.36), on note une légère surestimation pendant la phase de refroidissement, pour l'essai DEFPROG n°1, et pendant la première phase de chauffage et la phase concomitante de chauffage + refroidissement, pour l'essai DEFPROG n° 2. Ces phénomènes physiques sont plus délicats à simuler.

Globalement, nous considérons que les champs de température sont bien reproduits et nous les utilisons pour réaliser les modélisations thermomécaniques des essais.

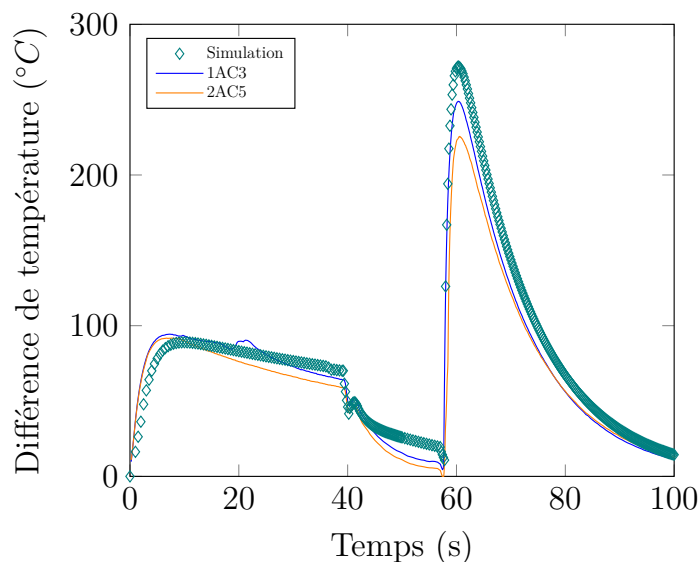


FIGURE IV.35 – DEFPROG n°1 - Comparaisons des évolutions temporelles des différences de température sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle

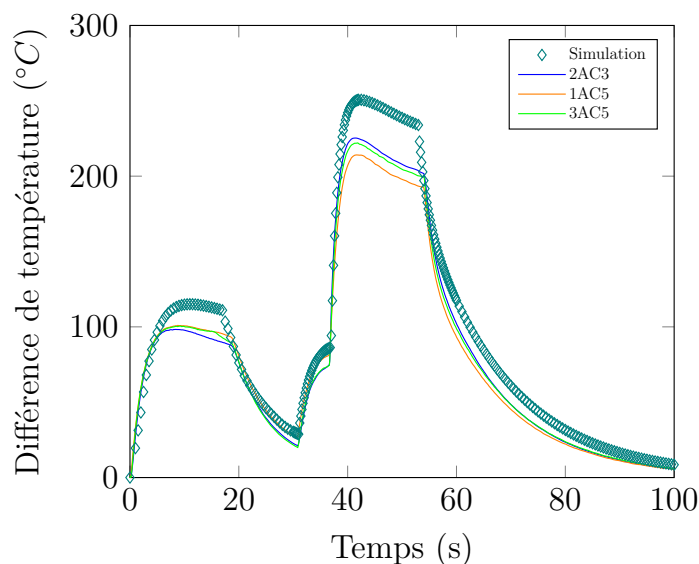


FIGURE IV.36 – DEFPROG n°2 - Comparaisons des évolutions temporelles des différences de température sur les thermocouples expérimentaux et numériques pendant un cycle

IV.4.4.2 Évaluation du modèle simplifié de Chaboche

La déformation circonférentielle maximale issue de la simulation de l'essai DEFPROG n°1 est confrontée aux données expérimentales sur la figure IV.37. On constate une bonne

réponse du modèle SC. Quant aux profilométries (figure IV.38), on obtient des résultats moins satisfaisants. Néanmoins, puisque la course du laser dans la direction longitudinale était très petite, on estime que ces mesures sont critiquables. Effectivement, d'après les simulations, on observe que l'éprouvette plastifie jusqu'à +35mm, et par symétrie jusqu'à -35mm, du plan médian. Ainsi, comme les mesures sont faites de -20mm à +20mm, nous n'avons pas de référence immobile pour bien recalibrer le profil. Cette observation est confirmée par la comparaison à l'essai DEFPROG n°2.

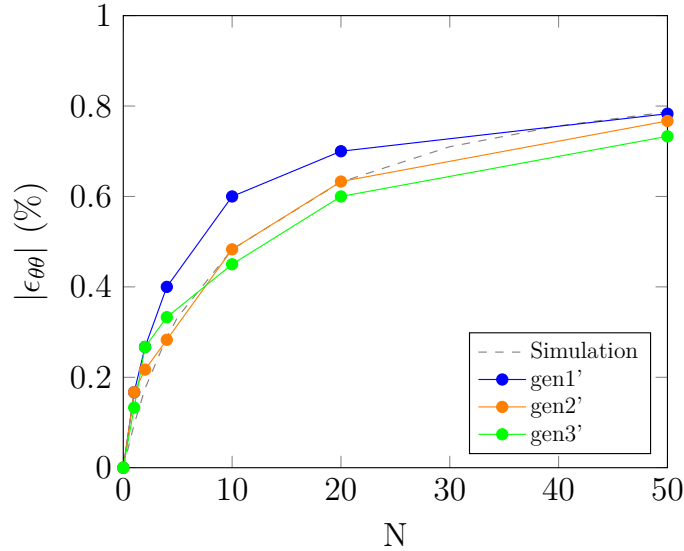


FIGURE IV.37 – DEFPROG n°1 - Évolutions de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux

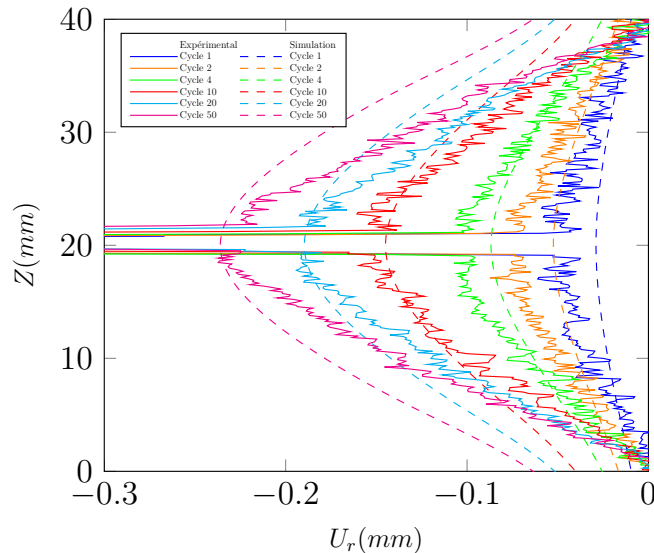


FIGURE IV.38 – DEFPROG n°1 - Profilométries sur la génératrice 2' au cours des cycles : Comparaison des résultats de la simulation aux résultats expérimentaux

La déformation circonférentielle maximale issue de la simulation de l'essai DEFPROG n°2 est comparée aux résultats expérimentaux sur la figure IV.39. Le résultat de la simulation donne une réponse assez correcte avec une légère sous-estimation de la déformation finale. Puisque le pas de rochet $\delta\varepsilon_{rochet}^p$ est bien reproduit (figure IV.40),

cette sous-estimation s'explique par une faible sous-évaluation de la déformation dès le premier cycle. A propos des profilométries (figure IV.41), mise à part cette légère sous-estimation du déplacement radial dès le premier cycle, nous pouvons également voir des résultats relativement corrects (certaines profilométries n'ont pas été tracées afin d'alléger la comparaison des résultats). Contrairement à l'essai DEFPROG n°1, les résultats des simulations décrivent bien les évolutions du déplacement radial autour du plan médian et proche des extrémités. Comme la course du laser a été augmentée, le problème de référence mobile est exclu.

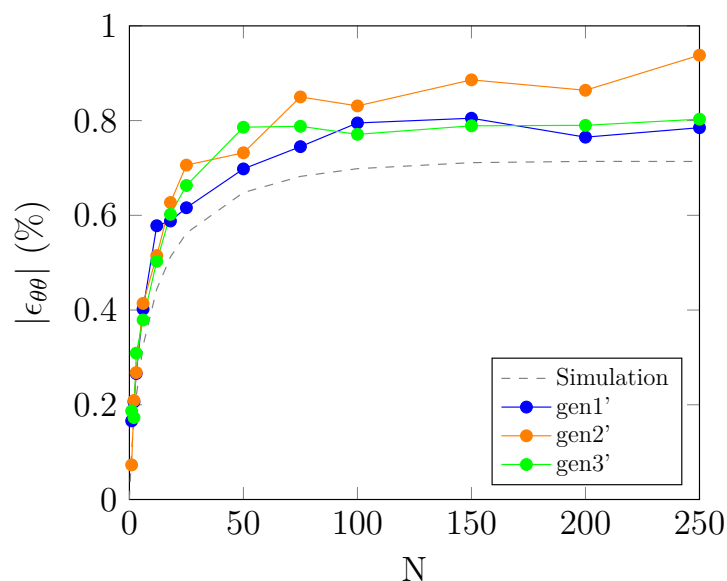


FIGURE IV.39 – DEFPROG n°2 - Évolution de la déformation circonférentielle maximale au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux

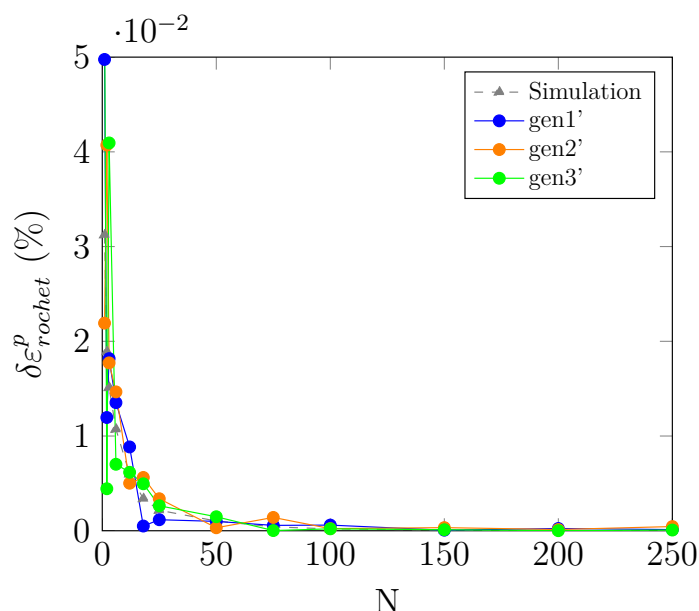


FIGURE IV.40 – DEFPROG n°2 - Évolution du pas de rochet au cours des cycles : Comparaison du résultat de la simulation aux résultats expérimentaux

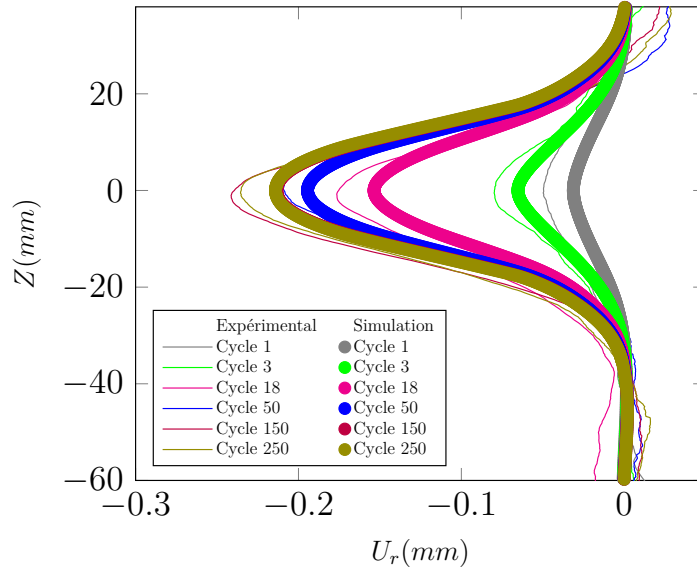


FIGURE IV.41 – DEFPROG n°2 - Profilométries sur la génératrice 1' au cours des cycles : Comparaison des résultats de la simulation aux résultats expérimentaux

Cependant, la comparaison entre le déplacement axial issu de l'essai et celui de la simulation n'est pas satisfaisante (figure IV.42). On observe quasiment un rapport de 2 entre ces derniers. Il reste à confirmer si cette mauvaise représentation du déplacement axial se répète sur d'autres essais, notamment un autre essai DEFPROG.

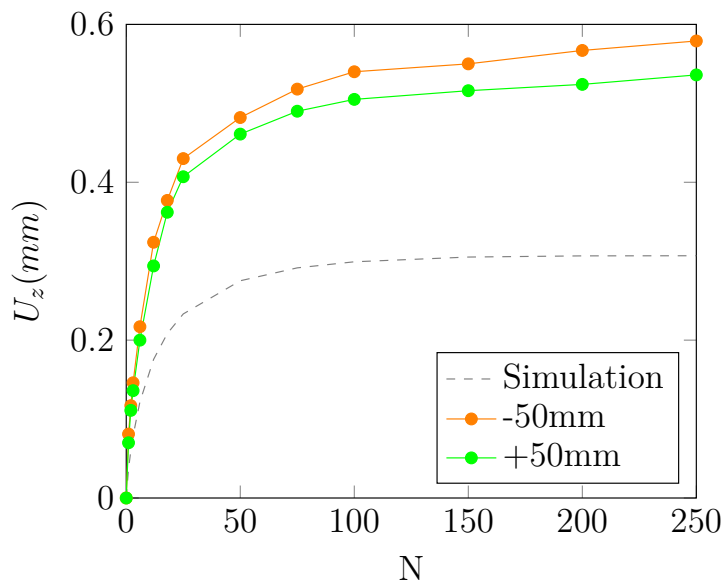


FIGURE IV.42 – DEFPROG n°2 - Évolution du déplacement axial sur la génératrice 3' au cours des cycles à -50mm et +50mm du plan médian : Comparaison du résultat de la simulation au résultat expérimental

A l'exception du déplacement axial, on estime que le modèle SC reproduit correctement le rochet de structure. On constate un faible écart de la déformation circonférentielle maximale, environ 9%, entre les résultats expérimentaux et des simulations (figure IV.43).

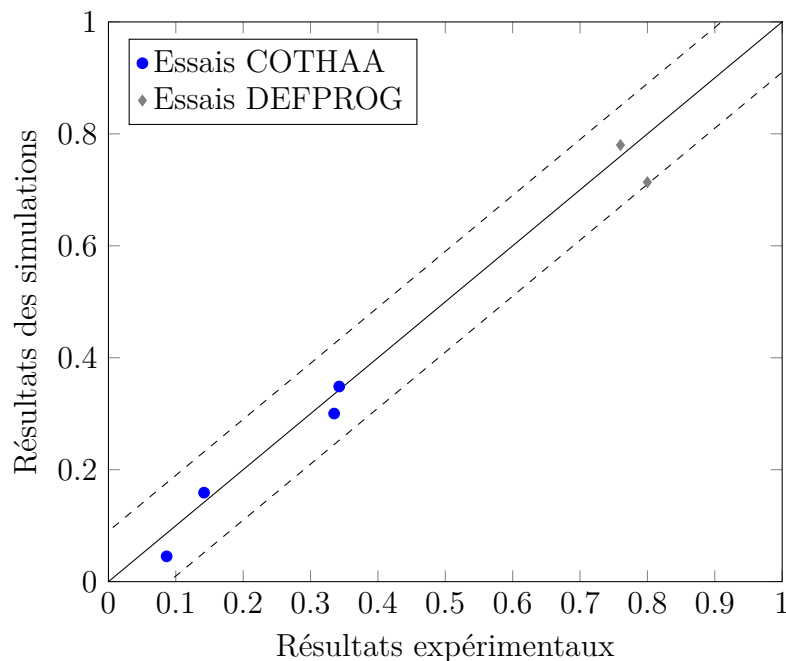


FIGURE IV.43 – Écart de la déformation circonférentielle maximale entre les simulations avec le modèle SC et les résultats expérimentaux.

IV.5 Conclusion

Ce chapitre a été dédié au nouvel essai de déformation progressive, l'essai DEFPROG ainsi que sa modélisation. L'objectif a été de développer un nouvel essai de déformation progressive de référence, avec des chargements représentatifs de composants nucléaires. Aussi, cet essai a été utilisé pour valider le modèle simplifié de Chaboche pour décrire le phénomène de déformation progressive.

Nous avons d'abord présenté les essais. Nous sommes partis d'un essai existant, PROFATH, et l'avons adapté à la déformation progressive. Ce qui change principalement entre ces deux essais est : la géométrie, le chargement thermique appliqué et les moyens de mesure. Concernant le matériau DEFPROG, il a été observé que celui-ci était plus rigide et moins durcissant que le matériau COTHAA. Deux essais ont été traités : DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2. Des déformations circonférentielles importantes ont été constatées, environ 0,8%. Celles-ci sont supérieures à celles obtenues avec les essais COTHAA. D'autres essais DEFPROG ont été prévus. Cependant, compte tenu de la situation sanitaire, ils n'ont pas pu être réalisés avant la fin des présents travaux.

Ensuite, nous nous sommes intéressés à la modélisation, par calculs aux éléments finis, de ces deux essais afin de valider le modèle SC. Avant d'évaluer ce dernier, nous avons discuté du modèle magnéto-thermique utilisé pour simuler le chargement thermique, notamment le chauffage par induction. En outre, puisque les matériaux DEFPROG et COTHAA ne sont pas identiques, nous avons procédé à un recalage des paramètres du modèle SC.

Une fois le modèle magnéto-thermique déterminé et le modèle SC recalé, nous sommes passés à l'évaluation du modèle SC pour reproduire les essais DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2. A l'exception du déplacement axial de l'essai DEFPROG n°2, il a été

constaté des résultats numériques en bonne corrélation avec ceux des essais. Il reste à vérifier sur d'autres essais si la mauvaise représentation du déplacement axial se reproduit.

CHAPITRE V

Proposition et évaluation d'une nouvelle méthode pour se prémunir contre le risque de déformation progressive

Sommaire

V.1 Introduction	115
V.2 Proposition de la nouvelle méthode élastoplastique simplifiée	115
V.2.1 Formulation et hypothèses	115
V.2.2 Application de la nouvelle règle	118
V.2.3 Analyses empiriques : Proposition du nouveau domaine d'admissibilité	119
V.2.4 Validation du nouveau domaine d'admissibilité	122
V.3 Évaluation des méthodes de dimensionnement en déformation progressive	125
V.3.1 Règle des $3S_M$	125
V.3.2 Diagramme de Bree	127
V.3.3 Diagramme d'efficacité	128
V.4 Conclusion	130

V.1 Introduction

Les méthodes habituellement utilisées pour se prémunir contre le risque de déformation progressive sont appliquées sur des contraintes qui sont déterminées à partir des calculs élastiques ou inélastiques simplifiés. Ces méthodes sont néanmoins connues pour être très pénalisantes pour des composants épais soumis à des fluctuations de température brusque, c'est à dire un arrêt ou un redémarrage des centrales nucléaires. Dans le passé, des benchmarks ont été réalisés afin de démontrer le conservatisme de ces méthodes [Cabrilat and Meziere, 1997, Taleb et al., 1999].

L'objectif de ce chapitre est de proposer une nouvelle règle, moins conservatrice que celles communément employées, mais suffisamment robuste pour écarter de façon sûre le risque de déformation progressive. Pour cela, nous nous appuyons, en premier lieu, sur une formulation analytique et, en deuxième lieu, sur des analyses numériques et expérimentales. Enfin, nous évaluons la pertinence de la méthode proposée à l'égard des méthodes existantes.

V.2 Proposition de la nouvelle méthode élastoplastique simplifiée

Nous proposons ici une nouvelle règle afin de se prémunir du risque de déformation progressive. Dans un premier temps, une formulation simple, fondée sur la règle des $3S_M$ est suggérée. Dans un second temps, nous adaptons cette règle afin de prendre en compte les caractéristiques du matériau et de corrélérer les analyses simple et complète.

V.2.1 Formulation et hypothèses

Contrairement aux règles codifiées, nous proposons d'évaluer les déformations plastiques sur le premier cycle de chargement. Cette méthodologie permet de prendre en compte la notion de cœur élastique et l'effet bénéfique de la plasticité sur l'analyse à la déformation progressive. A cette fin, nous partons initialement d'une règle assez connue : la règle des $3S_M$. Pour cette formulation initiale, nous considérons un matériau suivant un comportement élastoplastique parfait et le cas d'une éprouvette soumise à déformation imposée variant entre 0 et $\Delta Q/E$ (cf. [paragraphe I.5.2.1](#)).

Nous avons vu qu'il est nécessaire que $\Delta Q \leq 2S_y$ pour que l'adaptation plastique soit assurée. Considérant $\Delta Q > S_y$, nous pouvons réécrire l'équation précédente en termes de déformation plastique :

$$\Delta \varepsilon^p(\Delta Q) < \delta \varepsilon_{lim}^p(2S_y) \quad (V.1)$$

avec l'amplitude de déformation plastique $\Delta \varepsilon^p$ correspondant au chargement ΔQ et la déformation plastique limite $\delta \varepsilon_{lim}^p$ liée à la contrainte $2S_y$. Celle-ci est graphiquement déterminée sur la [figure V.1](#) ou selon l'équation suivante en fonction de la température :

$$\delta \varepsilon_{lim}^p = \frac{S_y(\theta)}{E(\theta)} = \frac{R_{p02}(\theta)}{E(\theta)} \quad (V.2)$$

où R_{p02} est calculé sur la courbe de traction monotone moyenne. Afin de simplifier cette formulation, nous admettons une valeur moyenne de $\delta\varepsilon_{lim}^p = 0,1$ (figure V.2).

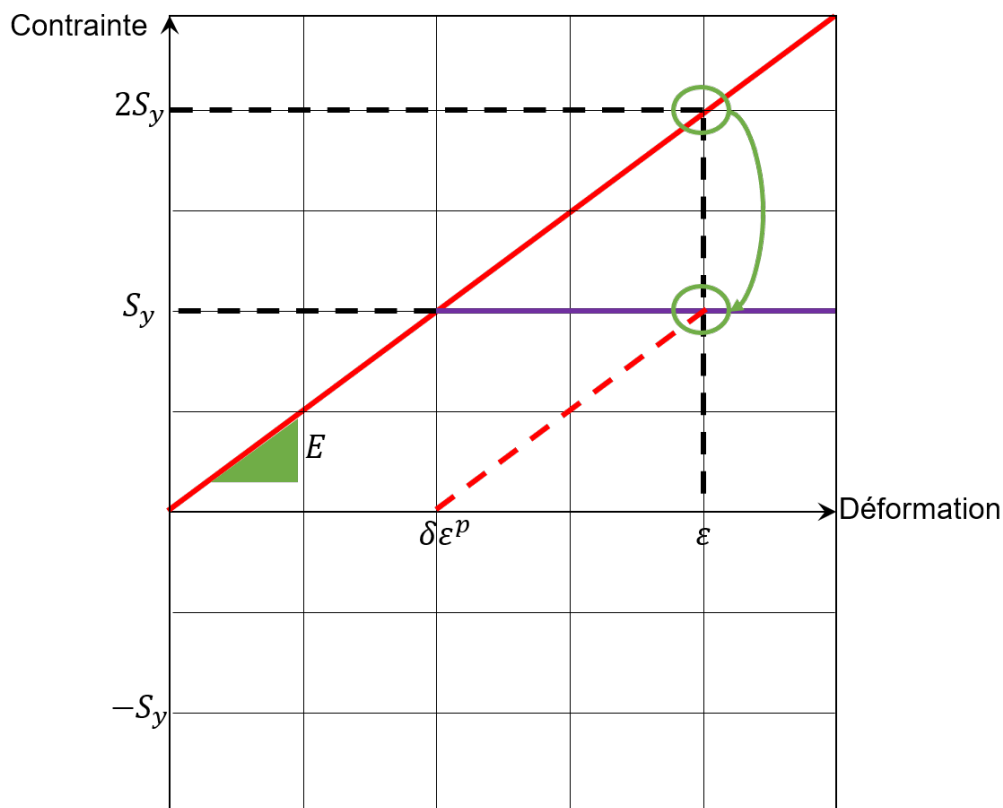


FIGURE V.1 – Détermination de $\delta\varepsilon_{lim}^p$

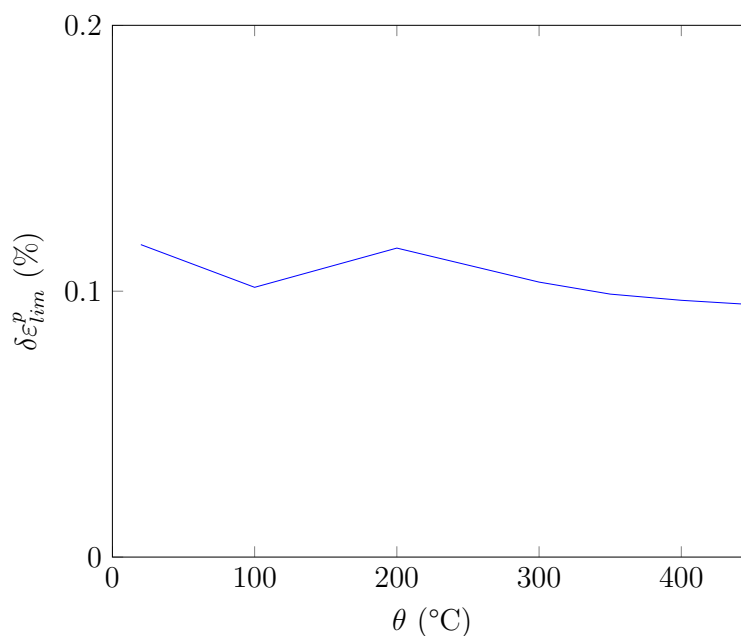


FIGURE V.2 – $\delta\varepsilon_{lim}^p$ en fonction de la température θ

Pour des cas simples, c'est à dire une éprouvette soumise à des chargements uniaxiaux, la nouvelle proposition de règle n'apporte aucun bénéfice à l'analyse à la déformation

progressive vis-à-vis des règles existantes. Le bénéfice est toutefois mis en lumière pour des structures épaisses soumises à des chargements multiaxiaux. Dans ces cas, l'objectif est de vérifier qu'il y ait très peu de plasticité à l'intérieur de la structure pour appliquer la nouvelle méthode. Il s'agit de la notion de cœur élastique. Notre point d'analyse est ainsi la déformation plastique calculée au centre de la structure. On parle aussi de déformation plastique de membrane ε_m^p (paragraphe I.5.1.3).

Outre l'amplitude de déformation plastique, la nouvelle règle s'intéresse également à l'analyse de la déformation plastique moyenne. Celle-ci permet de quantifier la dissymétrie du chargement cyclique, autrement dit, elle mesure l'effet de la contrainte moyenne sur la déformation progressive. Elle s'écrit comme suit :

$$\varepsilon_{moy}^p = 0,5 (\varepsilon^p(t_i) + \varepsilon^p(t_j)) \quad (\text{V.3})$$

Cette déformation, aussi déterminée au centre de la structure, est considérée aux instants t_i et t_j . Ces instants sont déterminés de sorte que l'amplitude de déformation plastique définie par l'équation V.1 soit majorée. Comme pour $\delta\varepsilon_{lim}^p$, nous introduisons la déformation plastique moyenne limite ε_{moylim}^p . Pour un matériau suivant un comportement élastoplastique parfait, cette déformation limite vaut 0,05% ($0,5 \delta\varepsilon_{lim}^p$).

A partir du couple $(\varepsilon_{moylim}^p, \varepsilon_{lim}^p)$, nous proposons alors un premier domaine d'admissibilité basé uniquement sur des analyses analytiques : le domaine d'adaptation (figure V.3). Ce domaine vise à assurer l'adaptation ou l'accommodation plastique, en présence d'une contrainte moyenne très faible (voire nulle), de la structure.

Il est divisé en quatre zones représentant le comportement de la structure :

1. Faible amplitude de déformation et faible déformation moyenne ; le chargement produit peu de plasticité au centre de la structure,
2. Faible amplitude de déformation avec une déformation moyenne importante ; la structure plastifie dans un sens de chargement et puis s'adapte,
3. Amplitude de déformation importante avec une faible déformation moyenne ; le chargement est quasi-symétrique et ne produit que l'adaptation ou l'accommodation plastique,
4. Amplitude de déformation et déformation moyenne importantes ; le chargement est assez significatif pour produire soit l'accommodation plastique soit la déformation progressive.

Notons qu'il sera également intéressant de prendre en compte le durcissement cyclique de l'acier inoxydable austénitique sur le domaine d'admissibilité. En effet, les analyses numériques montrent l'effet positif du durcissement sur la simulation du phénomène de déformation progressive (paragraphe III.3.4.2 et IV.4.4.2). Il faudra alors s'appuyer sur des cas numériques et expérimentaux afin de proposer un nouveau domaine d'admissibilité pour que l'accommodation plastique soit atteinte à un niveau de déformation plastique finale inférieur ou égale à 1%. Celle-ci représente la limite en membrane imposée par la méthode inélastique complète (paragraphe I.5.3). En d'autres termes, un nouveau domaine capable de relier l'analyse inélastique complète et celle simplifiée sera

proposé. Pour cela, nous allons faire des analyses empiriques sur des problèmes numériques et expérimentaux pour déterminer ce nouveau domaine. Ce dernier est enfin validé sur d'autres cas numériques et expérimentaux, notamment les essais COTHA et DEFPROG.

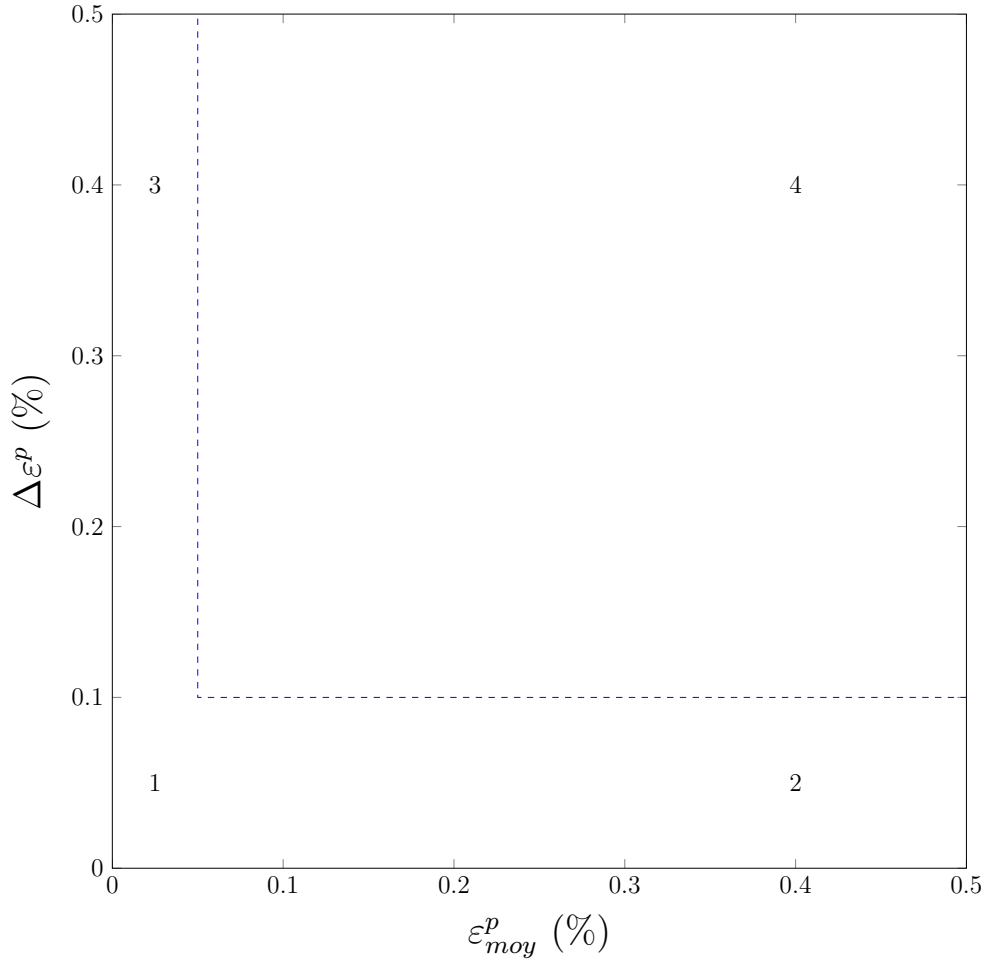


FIGURE V.3 – Domaine d'adaptation

V.2.2 Application de la nouvelle règle

En traduisant les équations V.1 et V.3 aux cas multiaxiaux et utilisant la déformation équivalente au sens de Tresca (celle utilisée par le code RCC-M), nous obtenons les deux expressions suivantes :

$$\Delta \varepsilon_{m,Tresca}^p = \frac{2}{3} \sup_{i,j=1,2,3} (\Delta \varepsilon_{im}^p - \Delta \varepsilon_{jm}^p) \quad (V.4)$$

$$\varepsilon_{moy,Tresca}^p = \frac{2}{3} \sup_{i,j=1,2,3} (\varepsilon_{imoy}^p - \varepsilon_{jmoy}^p) \quad (V.5)$$

Ces déformations sont issues d'un calcul élastoplastique sur le premier cycle de chargement avec un modèle de comportement qui décrit bien la courbe monotone. Concernant ces calculs, on préconise l'utilisation d'un modèle de comportement permettant de bien

décrire la courbe de traction monotone (comportement prédominant sur le premier cycle de chargement).

De façon générale, la règle s'applique comme suit :

1. déterminer l'amplitude de déformation plastique maximale $\Delta\varepsilon_{m,Tresca}^p$ et la déformation plastique moyenne $\varepsilon_{moy,Tresca}^p$ sur le premier cycle,
2. définir le point de chargement sur le diagramme ε_{moy}^p vs $\Delta\varepsilon^p$ (figure V.3), à partir du couple $(\varepsilon_{moy,Tresca}^p, \Delta\varepsilon_{m,Tresca}^p)$,
3. vérifier si ce point de chargement est à l'intérieur ou l'extérieur du domaine d'admissibilité (domaine d'adaptation par exemple) et donc s'il y a risque de déformation progressive.

V.2.3 Analyses empiriques : Proposition du nouveau domaine d'admissibilité

En premier lieu, nous faisons une étude numérique sur le problème de Bree (cf. paragraphe I.5.2.2) pour proposer un nouveau domaine d'admissibilité. Le tableau V.1 résume les conditions de chargement, le rochet en membrane ε_r^p et les dimensions de la virole de Bree utilisées dans cette étude. Nous admettons également que le matériau respecte la loi de comportement proposée et validée dans la section III.3 : le modèle simplifié de Chaboche. En second lieu, nous raffinons le nouveau domaine d'admissibilité à l'aide des essais réalisés par Ph. Matheron (cf. paragraphe I.4.3). Les chargements appliqués et la déformation plastique circonférentielle cumulée en fin de vie, c'est à dire le rochet circonférentielle $\varepsilon_{\theta,r}^p$, sont présentés dans le tableau V.2.

Repère de l'essai	θ_i (°C)	milieu externe	p_i (MPa)	ε_r^p (%)	R_i (mm)	ep (mm)
1	200	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,308	58	2
2	250	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,854	58	2
3	300	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,22	1,278	58	2
4	250	h_{air} (W/°C. m ²)	4,99	0,159	58	2
5	300	h_{air} (W/°C. m ²)	4,66	0,333	58	2
6	350	h_{air} (W/°C. m ²)	4,38	0,567	58	2
7	350	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	1,00	0,019	58	2
8	350	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	2,00	0,111	58	2
9	350	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	3,00	0,481	58	2
10	350	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	4,00	0,998	58	2
11	350	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	4,94	1,451	58	2
12	200	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,012	58	7
13	250	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,026	58	7
14	300	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,22	0,044	58	7
15	250	h_{air} (W/°C. m ²)	4,99	0,019	58	7
16	300	h_{air} (W/°C. m ²)	4,66	0,030	58	7
17	350	h_{air} (W/°C. m ²)	4,38	0,043	58	7
18	350	h_{air} (W/°C. m ²)	2,44	0,019	58	5
19	350	h_{air} (W/°C. m ²)	7,32	0,492	58	5
20	350	h_{air} (W/°C. m ²)	9,75	1,002	58	5

TABLE V.1 – Étude numérique sur le problème de Bree

Repère de l'essai	$\Delta\varepsilon$ (%)	p_i (MPa)	$\varepsilon_{\theta\theta,r}^p$ (%)
24	0,600	0,0	0,292
53	0,235	0,5	0,115
48	0,250	0,5	0,140
43	0,270	0,5	0,140
47	0,330	0,5	0,240
44	0,370	0,5	0,190
46	0,400	0,5	0,160
42	0,430	0,5	0,335
41	0,300	0,7	0,220
52	0,225	11,0	0,440
49	0,250	11,0	0,445
38	0,300	11,0	0,500
51	0,330	11,0	0,685
50	0,400	11,0	0,720
39	0,500	11,0	1,410
40	0,210	21,5	1,82
37	0,225	21,5	0,520
36	0,25	21,5	1,080
35	0,300	21,5	0,850
34	0,350	21,5	2,235
33	0,375	21,5	3,075
31	0,400	21,5	3,820
30	0,440	21,5	6,300
29	0,450	21,5	4,985
28	0,500	21,5	7,235

TABLE V.2 – Essais Ph. Matheron : Conditions de chargements et résultats expérimentaux

Les résultats obtenus sont présentés sur la [figure V.4](#). Les points ou les carrés verts correspondent aux cas pour lesquels la déformation plastique finale, mesurée en fin de vie ou avec une vitesse de déformation plastique assez faible ($< 10^5/s$), reste inférieure à 1%. Autrement dit, ces cas auraient été validés si l'analyse inélastique avait été faite. Dans le cas contraire, nous utilisons des points ou des carrés rouges.

Pour l'étude numérique du problème de Bree, on constate que l'effet de la déformation moyenne conduit à l'apparition de la déformation progressive. Étant donné que la contrainte primaire reste constante ($p_i = S_M$), ceci s'explique par l'augmentation de la portion de contrainte secondaire qui se transforme en primaire. Parmi les 20 cas analysés, on constate que la majorité de cas sont validés par l'analyse inélastique, soit un total de 17 cas. 88% de ces cas sont vérifiés par la nouvelle règle appliquée avec le domaine d'adaptation. On constate alors une bonne corrélation entre l'analyse inélastique et la nouvelle règle. Malgré ces bons résultats, le domaine d'adaptation reste encore conservatif du fait qu'il prévoit un rochet final d'environ 0,5%.

Les essais Matheron permettent de bien distinguer l'influence de l'amplitude de déformation et de la déformation moyenne sur le phénomène de rochet. Les trois droites différentes correspondent respectivement aux essais à basse, moyenne et haute pression. Les différentes amplitudes de déformation sont représentées par les points alignés sur une même droite pour une pression interne constante. 16 cas, parmi les 25 essais analysés, respectent le critère en déformation progressive en analyse inélastique. La nouvelle règle appliquée avec le domaine d'adaptation, quant à elle, permet de vérifier 10 cas, parmi les cas validés par l'analyse élastoplastique. Bien que 63% des cas analysés soient

en bon accord avec les résultats expérimentaux, dont la majorité sont des cas avec une pression nulle ou basse, le domaine d'adaptation semble très conservatif pour ce type de configuration. Il s'avère très pénalisant lorsque la contrainte primaire est significative.

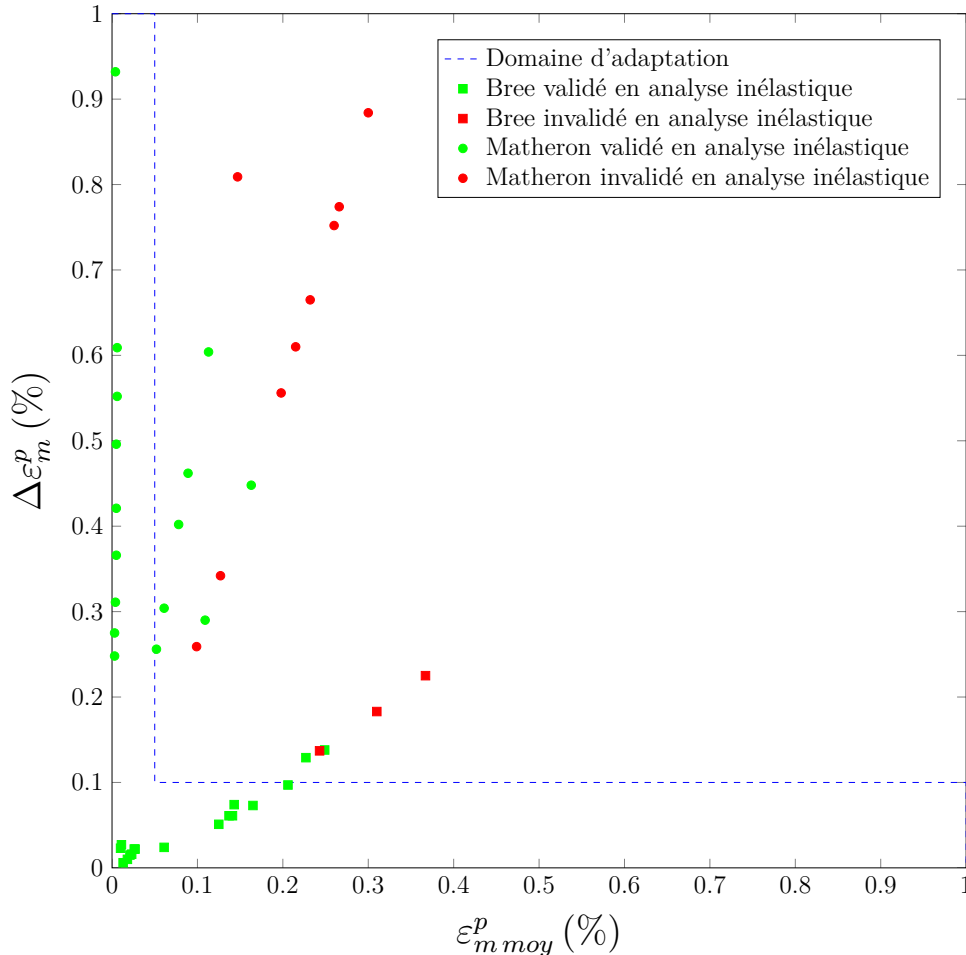


FIGURE V.4 – Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : utilisation du domaine d'adaptation

Afin d'améliorer la nouvelle méthode, nous proposons de définir une nouvelle courbe enveloppe qui est moins conservatrice que celle d'adaptation et qui vise à limiter la déformation d'ensemble de la structure. Pour cela, nous utilisons la méthode des moindres carrés sur les points limitrophes, c'est à dire ceux qui auraient eu un rochet final proche de 1% si des analyses complètes avaient été faites. En se basant sur l'essai Bree n°3 et sur l'essai Matheron n°35 et n°50, nous obtenons un nouveau domaine d'admissibilité. Notons que ce dernier est similaire à celui du diagramme de Bree (figure V.5). Excepté les deux points rouges issus des essais Matheron (qui peuvent être critiquables au niveau de résultats expérimentaux), ce nouveau domaine déterminé empiriquement permet de corréler les analyses complètes et simplifiées, et donc d'obtenir une règle moins conservatrice. La prochaine étape est d'appliquer cette nouvelle méthode sur d'autres cas de figures afin de valider ce nouveau domaine.

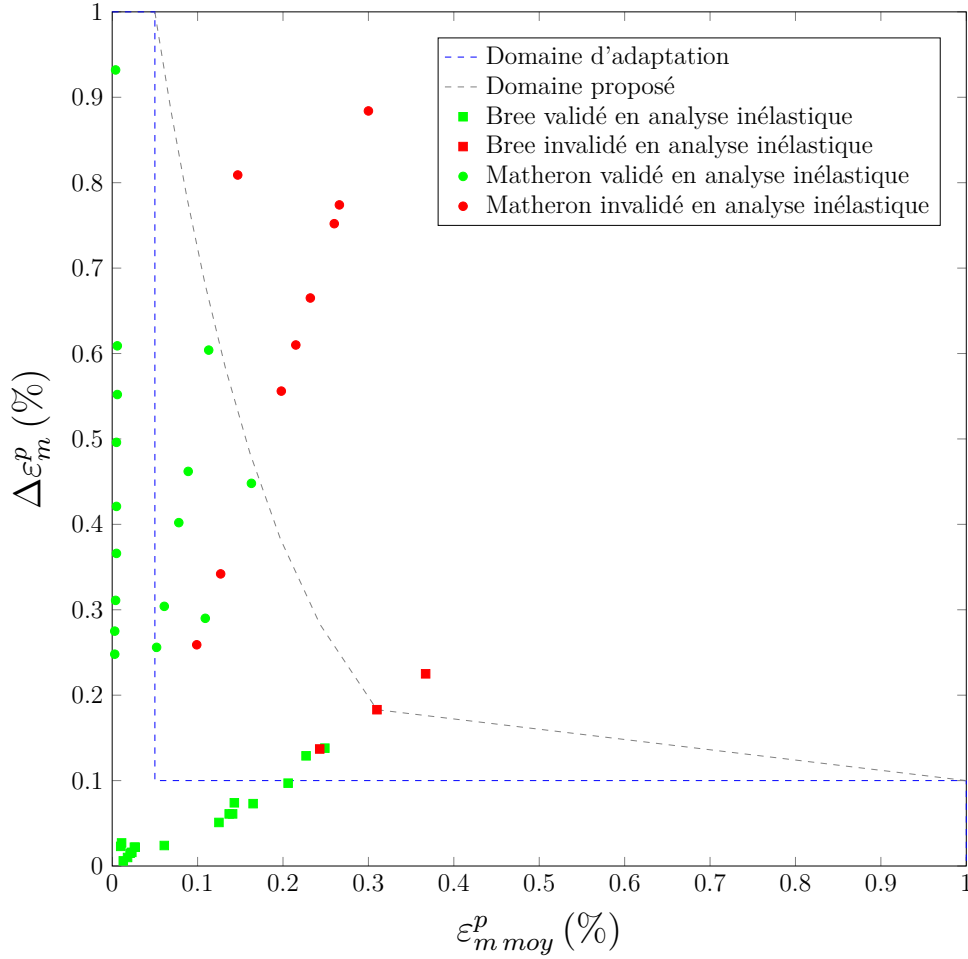


FIGURE V.5 – Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : proposition du nouveau domaine d'admissibilité

V.2.4 Validation du nouveau domaine d'admissibilité

Pour la validation du nouveau domaine d'admissibilité, nous analysons trois cas d'étude : le problème de Bree comportant une discontinuité géométrique brutale, les essais COTHAA et DEFPROG. Les [tableaux V.3](#), [V.4](#) et [V.5](#) résument les conditions de chargement et les résultats expérimentaux et numériques de chaque étude. Bien que le rochet en membrane ε_r^p des essais COTHAA soit issu des simulations numériques, nous considérons que ces cas d'analyse font partie des études expérimentales puisque les résultats des modélisations sont en accord avec les résultats expérimentaux. Concernant les essais DEFPROG, nous admetons 12 cas numériques et deux cas expérimentaux, ceux présentés dans le chapitre précédent. Pour ces cas numériques, la contrainte primaire peut être issue soit d'une force de traction soit d'une pression interne.

Les résultats obtenus avec la nouvelle règle sont donnés sur la [figure V.6](#). Nous présentons également les deux domaines proposés ci-avant afin de comparer leur conservatisme. La présentation des résultats suit la même logique que celle d'avant, les symboles verts représentent les cas où le rochet ε_r^p reste inférieure à 1%, et dans le cas contraire des symboles rouges sont employés.

Repère de l'essai	θ_i (°C)	milieu externe	p_i (MPa)	ε_r^p (%)	R_i (mm)	ep (mm)	r (mm)
1	200	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,33	58	2	5
2	250	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,29	0,705	58	2	5
3	300	$\theta_\infty = 20^\circ\text{C}$	5,22	1,100	58	2	5
4	250	h_{air} (W/°C. m ²)	4,99	0,268	58	2	5
5	300	h_{air} (W/°C. m ²)	4,66	0,475	58	2	5
6	350	h_{air} (W/°C. m ²)	4,38	0,717	58	2	5

TABLE V.3 – Étude numérique sur le problème de Bree comportant une discontinuité géométrique brutale

N° d'essai	Géométrie	θ_{cons} (°C)	p_i (MPa)	ε_r^p (%)
7a	Brutale	415	4,8	1,417
8	Brutale	450	4,5	1,482
11a	Brutale	360	4,5	1,130
12a	Brutale	270	4,5	0,589

TABLE V.4 – Étude expérimentale sur les essais COTHAA

N° d'essai	Cas	θ_{cons} (°C)/Type	p_i (MPa)	σ_{trac} (MPa)	ε_r^p (%)
1	Numérique	350/DEFPROG n°1	-	50	0,467
2	Numérique	350/DEFPROG n°1	-	75	0,902
3	Numérique	350/DEFPROG n°1	-	100	1,364
4	Numérique	350/DEFPROG n°1	25	-	0,226
5	Numérique	350/DEFPROG n°1	37,5	-	0,601
6	Numérique	350/DEFPROG n°1	45	-	0,872
7	Numérique	350/DEFPROG n°2	-	50	0,465
8	Numérique	350/DEFPROG n°2	-	75	0,996
9	Numérique	350/DEFPROG n°2	-	100	1,523
10	Numérique	350/DEFPROG n°2	25	-	0,252
11	Numérique	350/DEFPROG n°2	37,5	-	0,698
12	Numérique	350/DEFPROG n°2	45	-	0,999
13	Expérimental	450/DEFPROG n°1	-	104	2,115
14	Expérimental	300/DEFPROG n°2	-	112	2,205

TABLE V.5 – Étude sur les essais DEPROG

Comme attendu, on observe que le domaine proposé est moins conservatif que le domaine d'adaptation. Parmi les 16 cas vérifiés par l'analyse élastoplastique, 50% des résultats obtenus avec le domaine d'adaptation sont en accord avec l'analyse complète, tandis que ce pourcentage est de 94% pour le domaine proposé. En effet, à l'exception de deux cas de calcul, on constate que le domaine proposé est en très bonne corrélation avec les analyses élastoplastiques. Notons que l'un des cas invalidé en analyse inélastique est dans le domaine admissible proposé. Celui-ci correspond à l'essai COTHAA n°11. Compte tenu de sa faible déformation, il est raisonnablement acceptable qu'il soit dans le domaine proposé.

La figure V.7 résume tous les cas analysés par la nouvelle règle de déformation progressive. Il reste à apprécier sa performance vis-à-vis des règles existantes. Par ailleurs, malgré des résultats moins performants, il est important de noter que le domaine d'adaptation s'avère être moins pénalisant que les règles existantes. Cette constatation est confirmée dans la section suivante.

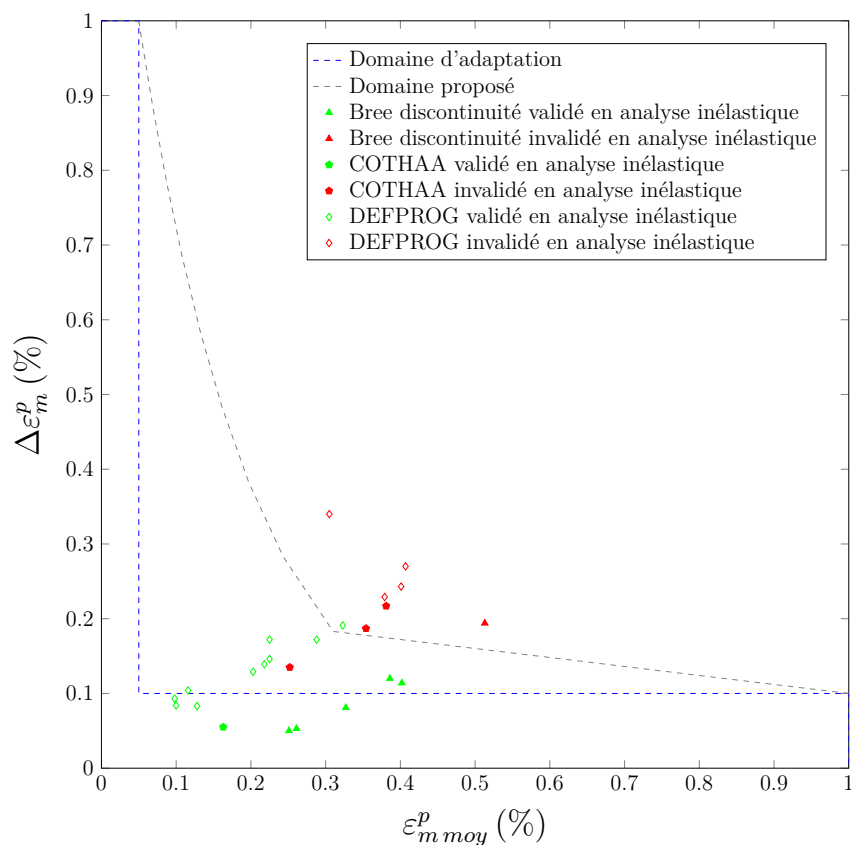


FIGURE V.6 – Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : validation du nouveau domaine d’admissibilité

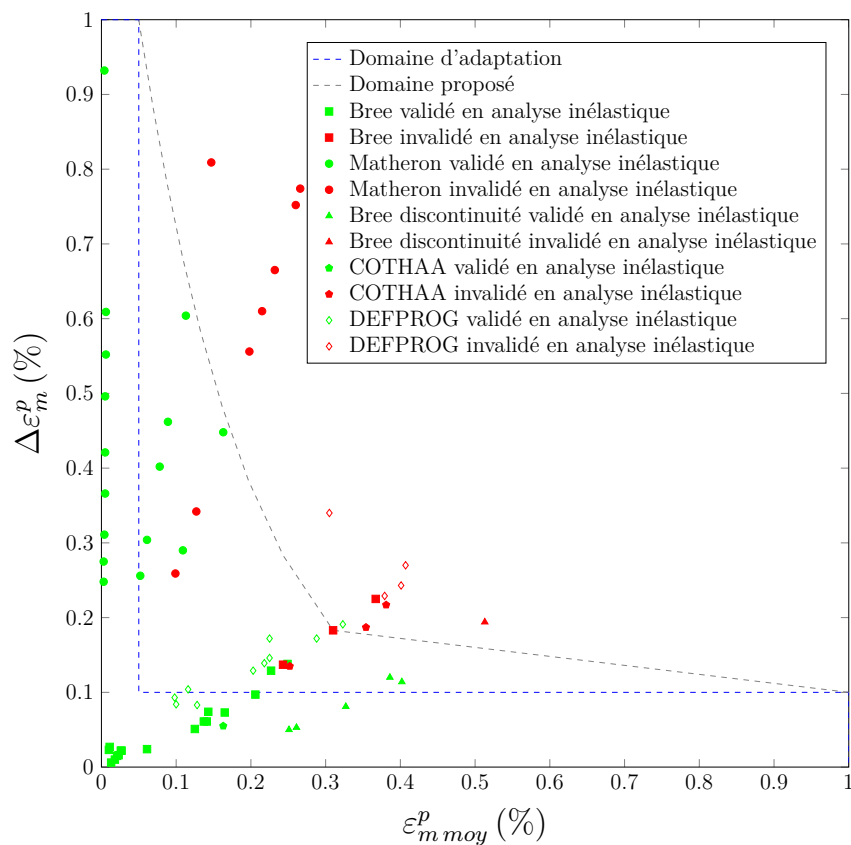


FIGURE V.7 – Analyse à la nouvelle règle de déformation progressive : tous les cas analysés

V.3 Évaluation des méthodes de dimensionnement en déformation progressive

Cette section est dédiée à la comparaison entre la nouvelle méthode élastoplastique simplifiée et les méthodes existantes habituellement utilisées. L'enjeu est ici de démontrer que cette nouvelle méthode alternative est moins conservatrice que les règles habituellement utilisées par les codes de dimensionnement. Les études numériques et expérimentales présentées ci-avant font objet de cette comparaison.

V.3.1 Règle des $3S_M$

La règle des $3S_M$ est celle la plus utilisée dans les dossiers de dimensionnement. Du fait de sa simplicité, elle est connue pour être très conservatrice. Les résultats des analyses de cette règle sont présentés dans les tableaux V.6 et V.7. La figure V.8 représente tous les cas de figure analysés en fonction de la règle des $3S_M$. Les points rouges correspondent aux études dans lesquelles la règle des $3S_M$ n'a pas été vérifiée. Sinon, des points verts sont utilisés.

On voit qu'uniquement deux cas sont vérifiés par la règle des $3S_M$, cela représente 3% des cas qui pourraient être validés par l'analyse complète. En appliquant la nouvelle règle, ce pourcentage s'élève respectivement à 67% et 98% pour les domaines d'adaptation et proposé. On constate alors que la méthode proposée, indépendamment du domaine utilisé, est significativement moins conservatrice que la règle des $3S_M$.

Nom de l'essai	Repère	$\Delta(P + Q)/3S_M$
Bree	1	1,20
	2	1,46
	3	1,73
	4	1,00
	5	1,2
	6	1,41
	7	1,84
	8	1,90
	9	1,97
	10	2,03
	11	2,09
	12	0,95
	13	1,24
	14	1,51
	15	1,05
	16	1,33
	17	1,64
	18	1,84
	19	1,96
	20	2,02
Matheron	24	5,11
	53	2,00
	48	2,13
	43	2,30
	47	2,81
	44	3,15
	46	3,41
	42	3,66
	41	2,56
	52	2,02
	49	2,23
	38	2,66
	51	2,91
	50	3,51
	39	4,36
	40	1,99
	37	2,12
	36	2,33
	35	2,76
	34	3,18
33	3,40	
31	3,61	
30	3,95	
29	4,03	
28	4,46	

TABLE V.6 – Application de la règle des $3S_M$: Bree et Essais Ph. Matheron

Nom de l'essai	Repère	$\Delta(P+Q)/3S_M$
Bree discontinuité	1	1,58
	2	1,95
	3	2,35
	4	1,34
	5	1,65
	6	1,97

Nom de l'essai	Repère	$\Delta(P+Q)/3S_M$
COTHA	1	2,66
	2	2,92
	3	2,16
	4	1,55

Nom de l'essai	Repère	$\Delta(P+Q)/3S_M$
DEFPROG	1	1,61
	2	1,61
	3	1,61
	4	2,17
	5	2,17
	6	2,17
	7	1,61
	8	1,62
	9	1,69
	10	2,17
	11	2,19
	12	2,27
	13	2,3
	14	2,43

TABLE V.7 – Application de la règle des 3SM : Bree discontinuité, COTHA et DEFPROG

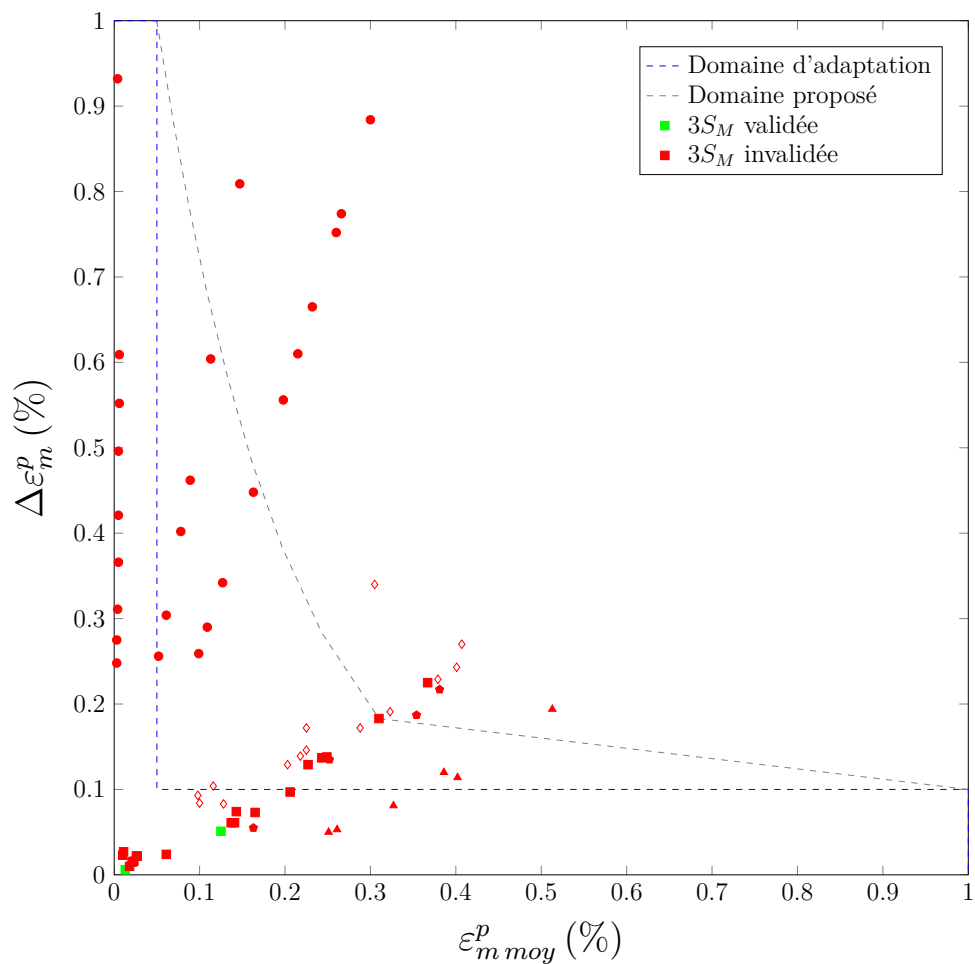


FIGURE V.8 – Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et la règle des 3SM

V.3.2 Diagramme de Bree

La règle du diagramme de Bree est connue pour être moins pénalisante que la règle des $3S_M$. Elle ne peut toutefois être appliquée qu'aux structures axisymétriques, et sans discontinuité géométrique, soumises à un gradient thermique radial et une pression interne. Pour cela, nous traitons ici seulement l'étude numérique du problème de Bree (tableau V.1). Le tableau V.8 donne les ratios entre la contrainte secondaire appliquée et la contrainte secondaire admissible. La figure V.9 présente les résultats obtenus avec la nouvelle règle en fonction de la règle du diagramme de Bree. Les points verts représentent les cas où la règle du diagramme de Bree aurait été validée si elle avait été appliquée. Dans le cas contraire, des points rouges sont employés.

Comparant ces résultats avec la règle des $3S_M$, on observe que le diagramme de Bree est réellement moins conservatif. Effectivement, le diagramme de Bree semble être moins pénalisant pour des structures plus épaisses. On constate que 45% des cas vérifiés par l'analyse inélastique sont aussi validés par la règle du diagramme de Bree. Néanmoins, cette règle reste plus pénalisante que la nouvelle proposition, puisque ce pourcentage s'élève respectivement à 88% et 100% pour les domaines d'adaptation et proposé.

Nom de l'essai	Repère	$\Delta Q_{appl} / \Delta Q_{adm}$
Bree	1	1,32
	2	1,69
	3	2,09
	4	1,02
	5	1,31
	6	1,63
	7	0,48
	8	0,96
	9	1,43
	10	1,92
	11	2,66
	12	0,35
	13	0,46
	14	0,56
	15	0,36
	16	0,46
	17	0,57
	18	0,47
	19	1,42
	20	1,91

TABLE V.8 – Application de la règle du diagramme de Bree

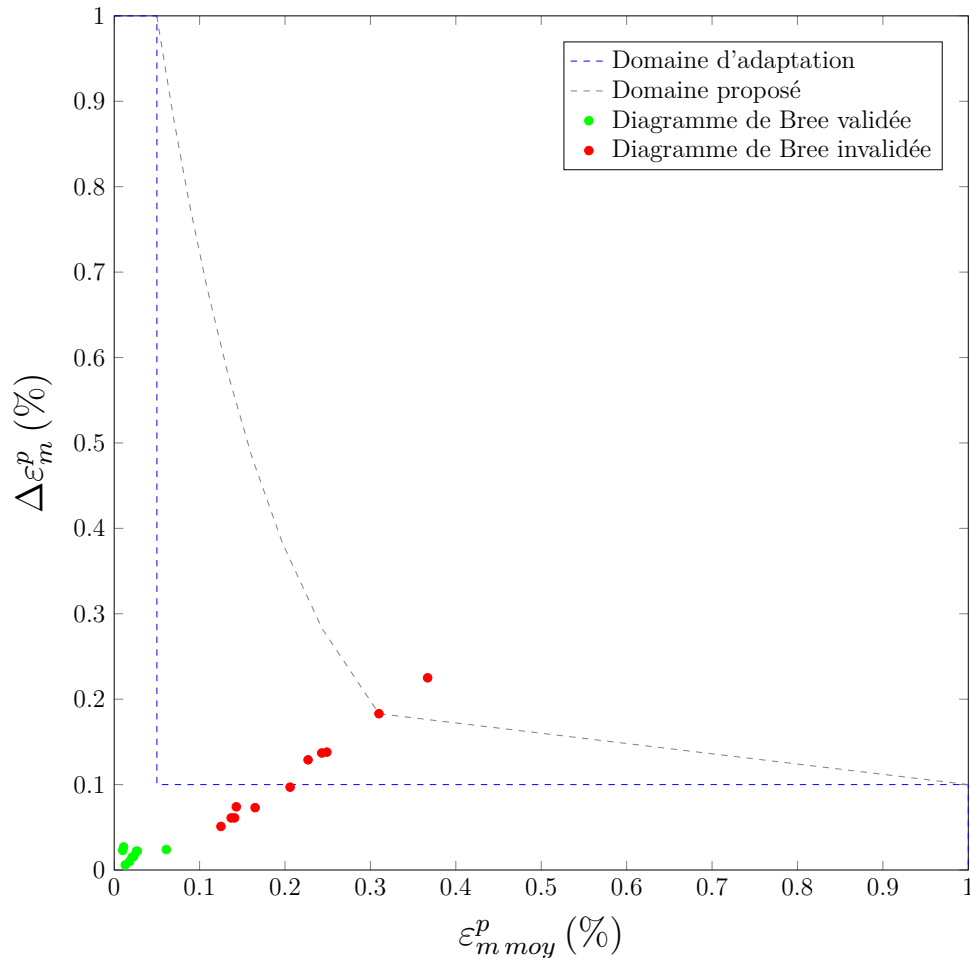


FIGURE V.9 – Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et le diagramme de Bree

V.3.3 Diagramme d'efficacité

Le diagramme d'efficacité est une règle proposée par le code de dimensionnement RCC-MRx. Elle est purement basée sur des analyses expérimentales réalisées dans les années 1980. Cette règle a continué d'évoluer dans les dernières décennies et sa dernière version date des années 2000.

Nous étudions tous les cas de figures présentés dans les paragraphes V.2.3 et V.2.4. Les tableaux V.9 et V.10 donnent le rapport entre le P_{eff} et la contrainte admissible kS_M . Les indices 1 et 2 représentent respectivement les contraintes calculées en membrane et en membrane+flexion. La règle est alors vérifiée si et seulement si les deux ratios sont inférieurs à 1. La figure V.10 présente les résultats obtenus avec le nouveau critère en fonction de la règle du diagramme d'efficacité. Les points verts correspondent aux cas où la règle du diagramme d'efficacité aurait été validée si elle avait été appliquée. Dans le cas contraire, des points rouges sont utilisés.

Parmi les 49 cas validés par l'analyse élastoplastique, on observe que seulement 16% de ces cas sont respectés par la règle du diagramme d'efficacité. Ce pourcentage est respectivement de 67% et 98% pour les domaines d'adaptation et proposé. La règle du diagramme d'efficacité est donc plus pénalisante que la nouvelle proposition de règle. Il

est important de noter que, pour la plupart de cas analysés, le diagramme d'efficacité n'est pas vérifié car le ratio en membrane (P_{eff1}/k_1S_M) est supérieur à 1. Cette règle serait moins pénalisante si seulement le ratio en membrane+flexion (P_{eff2}/k_2S_M) était considéré, tout en gardant une bonne corrélation avec l'analyse inélastique.

Nom de l'essai	Repère	P_{eff1}/k_1S_M	P_{eff2}/k_2S_M
Bree	1	1,16	0,79
	2	1,30	0,88
	3	1,44	0,98
	4	1,02	0,69
	5	1,15	0,78
	6	1,27	0,86
	7	0,77	0,52
	8	1,07	0,72
	9	1,30	0,88
	10	1,48	1,00
	11	1,62	1,10
	12	0,67	0,47
	13	0,77	0,54
	14	0,86	0,60
	15	0,67	0,47
	16	0,78	0,54
	17	0,89	0,61
	18	0,80	0,55
	19	1,31	0,91
	20	1,49	1,03

Nom de l'essai	Repère	P_{eff1}/k_1S_M	P_{eff2}/k_2S_M
Matheron	24	2,98	1,99
	53	1,68	1,12
	48	1,75	1,17
	43	1,83	1,22
	47	2,08	1,39
	44	2,23	1,49
	46	2,34	1,56
	42	2,44	1,63
	41	1,96	1,31
	52	1,79	1,21
	49	1,90	1,29
	38	2,12	1,44
	51	2,25	1,52
	50	2,52	1,70
	39	2,88	1,94
	40	1,85	1,27
	37	1,93	1,32
	36	2,05	1,40
	35	2,28	1,55
	34	2,49	1,70
	33	2,59	1,77
	31	2,69	1,83
	30	2,84	1,94
29	2,88	1,96	
28	3,06	2,09	

TABLE V.9 – Application de la règle du diagramme d'efficacité : Bree et Essais Ph. Matheron

Nom de l'essai	Repère	P_{eff1}/k_1S_M	P_{eff2}/k_2S_M
Bree	1	1,44	0,97
	2	1,64	1,11
	3	1,83	1,24
discontinuité	4	1,29	0,87
	5	1,48	1,00
	6	1,67	1,13

Nom de l'essai	Repère	P_{eff1}/k_1S_M	P_{eff2}/k_2S_M
COTHAA	1	1,79	1,40
	2	1,93	1,50
	3	1,58	1,23
	4	1,27	0,99

Nom de l'essai	Repère	P_{eff1}/k_1S_M	P_{eff2}/k_2S_M
DEFPROG	1	1,64	1,09
	2	1,52	1,01
	3	1,38	0,92
	4	1,84	1,23
	5	1,71	1,14
	6	1,55	1,03
	7	1,15	0,91
	8	1,41	1,11
	9	1,54	1,22
	10	1,29	1,02
	11	1,59	1,25
	12	1,74	1,37
	13	2,05	1,37
	14	1,99	1,33

TABLE V.10 – Application de la règle du diagramme d'efficacité : Bree discontinuité, COTHAA et DEFPROG

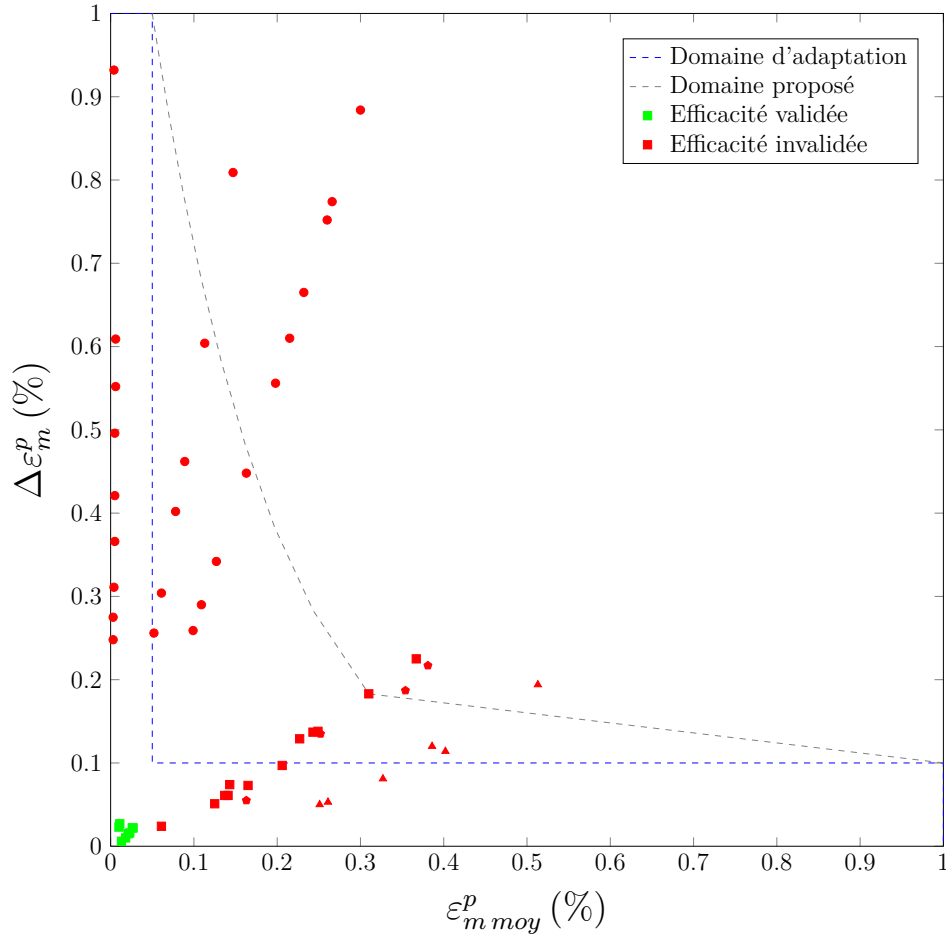


FIGURE V.10 – Comparaison entre la nouvelle règle de déformation progressive et le diagramme d'efficacité

V.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons proposé un nouveau critère pour analyser le phénomène de déformation progressive. Contrairement aux critères existants, ce critère estime le risque de déformation progressive via la déformation plastique calculée sur le premier cycle de chargement.

Tout d'abord, nous avons abordé la formulation et les hypothèses de la nouvelle règle. La méthodologie de la règle se base sur un couple de chargement $(\varepsilon_{m\text{ moy}, Tresca}^p, \Delta\varepsilon_{m, Tresca}^p)$ et d'un domaine d'admissibilité permettant de définir la nature de l'état limite de la structure. Concernant le domaine d'admissibilité, nous sommes partis d'un cas analytique assez connu, une éprouvette de traction soumise à un chargement cyclique, afin d'établir une courbe enveloppe, appelée domaine d'adaptation. Ensuite, afin de prendre en compte les effets bénéfiques du durcissement cyclique sur la déformation progressive, nous avons fait des analyses empiriques dans le but de déterminer une nouvelle courbe enveloppe, appelée domaine proposé. Ce domaine a été bâti sur des cas expérimentaux et numériques.

Enfin, nous avons testé la pertinence du nouveau critère vis-à-vis des critères existants. D'une manière générale, l'utilisation de la nouvelle règle avec les domaines d'adaptation

ou proposé s'est montrée très satisfaisante. La première évaluation a été faite avec la règle des $3S_M$. Parmi les 49 cas validés par l'analyse élastoplastique, 67% et 98% ont respectivement été vérifiés par la nouvelle règle avec le domaine d'adaptation et celui proposé alors que seulement 3% de ces cas ont été validés par la règle des $3S_M$. La deuxième comparaison a été faite avec la règle du diagramme de Bree. Parmi les 17 cas vérifiés par l'analyse élastoplastique, 45% avaient été validés par la règle du diagramme de Bree tandis que ce pourcentage s'élevait respectivement à 88% et 100% pour l'application de la nouvelle règle avec le domaine d'adaptation et proposé. Enfin, nous avons confronté le nouveau critère au diagramme d'efficacité. Parmi les cas testés avec le diagramme d'efficacité, seulement 16% avaient une bonne corrélation avec l'analyse élastoplastique. Notons que l'utilisation du domaine d'adaptation semble être suffisante et plus aisément justifiable devant les autorités de sûreté.

Même si l'application de la nouvelle règle avec le domaine proposé s'avère être prometteuse, il serait intéressant de poursuivre sa validation afin de convaincre les différents acteurs participant aux démonstrations de sûreté et à la codification. Cette validation pourra se poursuivre sur d'autres cas expérimentaux et numériques, notamment des applications industrielles.

Bilan et perspectives

Ce travail de thèse a porté sur le développement et validation d'un nouveau critère pour se prémunir contre le phénomène de déformation progressive pour les REPs. Ce critère devrait être moins pénalisant que les critères existants et adapté aux structures complexes sous chargements cycliques. La méthodologie utilisée pendant ces travaux était principalement basée sur des observations expérimentales et numériques du phénomène étudié afin d'établir une nouvelle règle.

Dans le premier chapitre, une revue bibliographique a été réalisée. Cette revue a été divisée en trois parties. La première partie était consacrée à l'étude des aciers inoxydables austénitiques. Les propriétés métallurgiques ainsi que le comportement mécanique sous chargement monotone et cyclique symétrique ont été abordés. Ces matériaux, largement utilisés dans des composants de tuyauterie, possèdent une limite d'élasticité faible et un durcissement cyclique considérables. La deuxième partie a abordé le phénomène de déformation progressive (ou rochet). En premier lieu, nous avons présenté la description de ce phénomène. Selon les conditions de chargement et géométrie, deux mécanismes de rochet sont distingués : le rochet de comportement et celui de structure. Ce dernier est communément prédominant sur des cas industriels. Nous avons ensuite présenté les différents « acteurs » (écrouissage, chargements, température) pouvant provoquer son apparition. Puis, des essais de déformation progressive réalisés dans le passé ont été rappelés. Enfin, des méthodes de dimensionnement permettant de se prémunir contre le risque de déformation progressive ont également été présentées. Ce chapitre nous a servi de base pour justifier nos hypothèses de modélisation numérique, développer un nouvel essai de référence et établir une nouvelle règle pour se prémunir du phénomène de déformation progressive.

Le deuxième chapitre était consacré aux outils numériques pour modéliser le comportement cyclique des matériaux et des structures. Il est indispensable de décrire correctement le comportement cyclique des structures si on s'intéresse à la déformation progressive. Des modèles de comportement existants, suivant une approche macroscopique, ont alors été présentés. Ces modèles ont été développés et ont principalement été évalués dans la prédiction de la déformation progressive sur des essais simples qui décrivent majoritairement le rochet de comportement. Afin de rendre les analyses inélastiques plus rapides et robustes, une nouvelle méthode numérique, reposant à chaque instant sur une meilleure estimation de la solution avant de résoudre les équations d'équilibre, a été proposée. Cette méthode a permis de réduire fortement les temps d'analyse des structures soumises à des chargements cycliques.

Dans le troisième chapitre, nous avons présenté, en premier lieu, les essais COTHAA. Ces essais qui ont été développés dans les années 1990 mettaient en évidence le phénomène de rochet de structure. En second lieu, nous avons évalué la pertinence des modèles de comportement dans la prédiction du phénomène observé au cours des essais. Cette

évaluation a permis de proposer une version simplifiée du modèle de comportement de Chaboche capable de décrire le rochet de structure ainsi qu'une méthodologie d'identification de ses paramètres. Un écart inférieur à 5% a été observé entre les résultats des essais et des simulations. Enfin, nous nous sommes intéressés à l'évaluation de la méthode d'accélération des calculs cycliques. Des résultats très prometteurs ont été obtenus puisque, par rapport à la méthode de résolution classique, on a observé des gains de 70%, en 2D, et 80%, en 3D, sur le temps de calcul.

Le quatrième chapitre était consacré, dans un premier temps, à un nouvel essai de déformation progressive : les essais DEFPROG. Ces essais, réalisés en collaboration avec le LISN au CEA, sont une adaptation d'un autre essai, PROFATH, conçu pour étudier la propagation de fissures par fatigue. Les modifications sont essentiellement la suppression de l'entaille extérieure et l'optimisation du chargement thermique. Malheureusement, la mise en place de ces essais a pris du retard en raison notamment des conditions sanitaires des années 2020 et 2021. Par conséquent, seulement un essai (DEFPROG n°2) a pu être réalisé pendant ces travaux de thèse. Dans un second temps, nous avons abordé la modélisation de ces essais. Deux essais ont pu être traités : DEFPROG n°1 et DEFPROG n°2. L'idée était ici de valider la robustesse du modèle proposé (modèle de Chaboche simplifié) à décrire le phénomène de rochet sur des structures représentatives. A l'exception du déplacement axial, les résultats obtenus ont montré la pertinence du modèle proposé dans la prédiction du rochet de structure. La différence entre les résultats numériques et expérimentaux obtenus sur le déplacement axial reste à expliquer et à vérifier sur d'autres essais.

Dans le dernier chapitre, nous avons proposé une nouvelle règle pour se prémunir contre le risque de déformation progressive. Cette règle permet de déterminer la nature de l'état limite de la structure à partir du couple de chargement $(\varepsilon_{moy, Tresca}^p, \Delta\varepsilon_{m, Tresca}^p)$ et d'un domaine d'admissibilité. Ce couple de chargement est issu d'un calcul élastoplastique du premier cycle avec un modèle de comportement qui décrit bien la courbe monotone. Concernant les domaines d'admissibilité, deux domaines ont été proposés. A partir d'un cas analytique (identique à celui utilisé pour la règle des $3S_M$), nous avons proposé un domaine dit d'adaptation permettant d'assurer soit l'adaptation soit l'accommodation plastique de la structure. Afin de prendre en compte les effets bénéfiques du durcissement cyclique, un nouveau domaine, appelé domaine proposé, a été établi. Celui-ci a été déterminé sur des analyses empiriques. Enfin, nous avons testé la pertinence de la nouvelle règle vis-à-vis des règles existantes. Globalement, des résultats très intéressants ont été constatés. Parmi les 49 cas présentant une faible déformation plastique finale, 67% et 98% ont été validés par la nouvelle règle appliquée respectivement avec le domaine d'adaptation et le domaine proposé. Tandis que seulement 3% de ces cas ont été validés par la règle des $3S_M$, la règle communément utilisée dans le RCC-M.

Perspectives

Ces travaux ont permis de clarifier certains points quant à la modélisation du phénomène de rochet de structure. Cependant d'autres points méritent encore d'être approfondis. Concernant la modélisation élastoplastique et les méthodes numériques, il serait

intéressant d'examiner les points suivants :

- Analyser les raisons pour lesquelles le modèle proposé (modèle de Chaboche simplifié) n'a pas pu reproduire la déformation progressive axiale de l'essai DEFPROG. Cette mauvaise représentation pourra être confirmée ou non, sur un deuxième essai DEFPROG,
- vérifier la capacité du modèle de comportement proposé à simuler l'apparition d'une déformation progressive qui s'établit indéfiniment au cours des cycles (rochet « infini »),
- tester des modèles différents tels que celui de Mroz-Garud-Besseling [Besseling, 1958] qui permet a priori de mieux représenter le rochet de structure et qui est connu pour sa simplicité d'identification,
- poursuivre le développement de la méthode d'accélération des calculs cycliques. Cette méthode qui s'est montrée très prometteuse n'a pas pu être testée sur les essais DEFPROG à cause d'un problème numérique. Ce problème devrait prochainement être réglé et l'évaluation pourra être faite. A plus long terme, on pourrait également envisager de tester cette méthode sur des calculs plus industriels.

D'un point de vue expérimental, il serait pertinent de réaliser d'autres essais DEFPROG avec le même matériau afin d'avoir plus d'éléments de comparaison avec les modélisations. Il serait également important de réaliser des essais DEFPROG avec d'autres matériaux, notamment avec ceux ayant un comportement d'adoucissement cyclique.

Enfin, d'un point de vue industriel, il serait utile de continuer la validation de la nouvelle règle. Pour ce faire, nous proposons d'abord d'envisager une validation du domaine d'adaptation. Effectivement, puisque il est basé sur une formulation analytique, il est plus facilement justifiable devant les différents acteurs participant aux démonstrations de sûreté et à la codification. A plus long terme, il serait intéressant d'enrichir davantage la base de données des cas expérimentaux et numériques afin d'apporter une validation plus robuste du domaine proposé.

Bibliographie

- [Alain et al., 1997] Alain, R., Violan, P., and Mendez, J. (1997). Low cycle fatigue behavior in vacuum of a 316L type austenitic stainless steel between 20 and 600°C Part I : Fatigue resistance and cyclic behavior. *Materials Science and Engineering : A*, 229(1) :87–94.
- [Armstrong and Frederick, 1966] Armstrong, P. and Frederick, C. (1966). A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect. *CEGB report no RD/BN 731*.
- [ASME, 2010] ASME (2010). *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*. The American Society of Mechanical Engineers.
- [Baglion, 2011] Baglion, L. d. (2011). *Comportement et endommagement en fatigue oligocyclique d'un acier inoxydable austénitique 304L en fonction de l'environnement (vide, air, eau primaire REP) à 300°C*. Thèse de doctorat, Ecole nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique, Chasseneuil-du-Poitou.
- [Bari and Hassan, 2000] Bari, S. and Hassan, T. (2000). Anatomy of coupled constitutive models for ratcheting simulation. *International Journal of Plasticity*, 16(3) :381–409.
- [Bathe, 2006] Bathe, K.-J. (2006). *Finite Element Procedures*. 2 edition.
- [Bayerlein et al., 1989] Bayerlein, M., Christ, H. J., and Mughrabi, H. (1989). Plasticity-induced martensitic transformation during cyclic deformation of AISI 304L stainless steel. *Materials Science and Engineering : A*, 114 :L11–L16.
- [Bergheau, 2019] Bergheau, J. M. (2019). *Cours de Mécanique des Matériaux*.
- [Bergheau and Conraux, 2000] Bergheau, J.-M. and Conraux, P. (2000). FEM-BEM Coupling for the Modelling of Induction Heating Processes Including Moving Parts. *Proceedings of the 1st International Conference On Thermal Process Modelling and Computer Simulation*, (91-99). Journal Of Shanghai Jiaotong University.
- [Bergheau and Fortunier, 2013] Bergheau, J.-M. and Fortunier, R. (2013). *Finite Element Simulation of Heat Transfer*. Wiley.
- [Besseling, 1958] Besseling, J. F. (1958). A Theory of Elastic, Plastic, and Creep Deformations of an Initially Isotropic Material Showing Anisotropic Strain-Hardening, Creep Recovery, and Secondary Creep. *Journal of Applied Mechanics*, 25(4) :529–536.
- [Besson et al., 2001] Besson, J., Cailletaud, G., Chaboche, J. L., and Forest, S. (2001). *Mécanique non linéaire des matériaux*. Hermès.
- [Bogaard, 1985] Bogaard, R. H. (1985). Thermal Conductivity of Selected Stainless Steels. In Ashworth, T. and Smith, D. R., editors, *Thermal Conductivity 18*, pages 175–185. Springer US, Boston, MA.

- [Bogaard et al., 1993] Bogaard, R. H., Desai, P. D., Li, H. H., and Ho, C. Y. (1993). Thermophysical properties of stainless steels. *Thermochimica Acta*, 218 :373–393.
- [Bradai, 2014] Bradai, S. (2014). *Etude de l'effet de l'équiaxiabilité sur la durée de vie en fatigue de l'acier inoxydable austénitique*. Thèse de doctorat, ISAE-Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Poitiers.
- [Bree, 1967] Bree, J. (1967). Elastic-plastic behaviour of thin tubes subjected to internal pressure and intermittent high-heat fluxes with application to fast-nuclear-reactor fuel elements. *Journal of Strain Analysis*, 2(3) :226–238.
- [Cabrillat, 1995] Cabrillat, M. T. (1995). COTHAA Ta - Tb. Analyse des essais 8 à 18 suivant les codes et normes. Technical report, France. CEA-NT-SERA-LDCS-95/6050.
- [Cabrillat and Allegre, 1996] Cabrillat, M. T. and Allegre, P. (1996). Essais COTHAA. Synthèse des analyses effectuées sur les échantillons COTHAA. Technical report, France. CEA-NT-SERA-LDM-96/6033.
- [Cabrillat et al., 1997] Cabrillat, M. T., Geyer, P., Robinet, P., Migne, C., Matheron, P., Yuritzinn, T., and Taheri, S. (1997). Benchmark on a thermal ratchetting test. Comparison of different constitutive models. *14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*.
- [Cabrillat et al., 1995] Cabrillat, M. T., Meynier, G., Courtial, A., and Allegre, P. (1995). COTHAA Ta - Tb. Essais réalisés sur des échantillons définis suivant les tracés de conception du RCC-M. Technical report, France. CEA-NT-SERA-LDCS-95/6061.
- [Cabrillat and Meziere, 1997] Cabrillat, M. T. and Meziere, Y. (1997). Evaluation of ratchetting on experimental tests using simplified design rules. *14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*.
- [Chaboche, 1989] Chaboche, J. L. (1989). Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, 5(3) :247–302.
- [Chaboche, 1991] Chaboche, J. L. (1991). On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects. *International Journal of Plasticity*, 7 :661–678.
- [Chaboche et al., 1979] Chaboche, J. L., Dang Van, K., and Cordier, G. (1979). Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316L Stainless steel. *SMIRT 5*.
- [Chaboche and Nouailhas, 1989] Chaboche, J. L. and Nouailhas, D. (1989). Constitutive Modeling of Ratchetting Effects—Part I : Experimental Facts and Properties of the Classical Models. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 111(4) :384–392.
- [Chaboche and Rousselier, 1983] Chaboche, J. L. and Rousselier, G. (1983). On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations—Part I : Rules Developed With Internal Variable Concept. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 105(2) :153–158.

- [Chen et al., 2005] Chen, X., Jiao, R., and Kim, K. S. (2005). On the Ohno–Wang kinematic hardening rules for multiaxial ratcheting modeling of medium carbon steel - ScienceDirect. *International Journal of Plasticity*, 21(1) :161–184.
- [Cojocaru and Karlsson, 2006] Cojocaru, D. and Karlsson, A. M. (2006). A simple numerical method of cycle jumps for cyclically loaded structures. *International Journal of Fatigue*, 28(12) :1677–1689.
- [Cousseran et al., 1980] Cousseran, P., Lebey, J., Roche, R., Clement, G., and Moulin, D. (1980). Incremental elongation or ratchetting - Experimental tests and practical method of analysis (on stainless steel 304L and 306L). Technical report, France. CEA-N-2174.
- [Couterot et al., 1994] Couterot, C., Geyer, P., and Proix, J. (1994). Experiment and numerical analysis of the NPP pressurizer auxiliary spray line submitted to large thermal shocks. Technical report, France. EDF-94-NB-00135.
- [Cunat, 2000] Cunat, P.-J. (2000). Aciers inoxydables - Fabrication. *Techniques de l'Ingénieur*, M4543.
- [Delobelle, 1989] Delobelle, P. (1989). Etude experimentale de l'effet de rochet de traction-torsion d'un acier inoxydable 17-12 Mo-SPH, de 20 A 650° C. *Journal of Nuclear Materials*, 166(3) :364–378.
- [Garcia, 2001] Garcia, D. (2001). *Mesure de formes et de champs de déplacements tri-dimensionnels par stéréo-corrélation d'images*. phdthesis, Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT.
- [Garud, 1981] Garud, Y. S. (1981). A New Approach to the Evaluation of Fatigue Under Multiaxial Loadings. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 103(2) :118–125.
- [Gatt, 1993] Gatt, J.-M. (1993). *Étude théorique et expérimentale de la déformation progressive*. Thèse de doctorat, Nantes.
- [Gerland et al., 1997] Gerland, M., Alain, R., Ait Saadi, B., and Mendez, J. (1997). Low cycle fatigue behaviour in vacuum of a 316L-type austenitic stainless steel between 20 and 600°C—Part II : Dislocation structure evolution and correlation with cyclic behaviour. *Materials Science and Engineering : A*, 229(1) :68–86.
- [Goodman, 1984] Goodman, A. M. (1984). Development of constitutive equations for computer analysis of stainless steel components. *Nuclear Engineering and Design*, 83(3) :349–354.
- [Gourdin et al., 2018a] Gourdin, C., Perez, G., Delliou, P. L., and Leopold, G. (2018a). Investigations On Crack Propagation Under Cyclical Isothermal And Thermo-mechanical Loadings For A Type 304-L Stainless Steel Used For Pressurized Water Reactor. *MATEC Web of Conferences*, 165 :19004. Publisher : EDP Sciences.
- [Gourdin et al., 2018b] Gourdin, C., Perez, G., and Tournie, I. (2018b). Bilan de l'action "PROFATH" : Essais de PPropagation de fissures par FATigue THermomécanique. Technical report, France. CEA-DEN-DANS-DM2S-SEMT-LISN-NT-2018/63860.

- [Gustafsson and Möller, 2015] Gustafsson, A. and Möller, M. (2015). Experimental and Numerical Investigation of Ratcheting in Pressurized Equipment. *Procedia Engineering*, 130 :1233–1245.
- [Hassan and Kyriakides, 1994a] Hassan, T. and Kyriakides, S. (1994a). Ratcheting of cyclically hardening and softening materials : I. Uniaxial behavior. *International Journal of Plasticity*, 10(2) :149–184.
- [Hassan and Kyriakides, 1994b] Hassan, T. and Kyriakides, S. (1994b). Ratcheting of cyclically hardening and softening materials : II. Multiaxial behavior. *International Journal of Plasticity*, 10(2) :185–212.
- [Herbland, 2009] Herbland, T. (2009). *Une méthode de correction élastoplastique pour le calcul en fatigue des zones de concentration de contraintes sous chargement cyclique multiaxial non proportionnel*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [Hübel, 1996] Hübel, H. (1996). Basic conditions for material and structural ratcheting. *Nuclear Engineering and Design*, 162(1) :55–65.
- [Le Pécheur, 2008] Le Pécheur, A. (2008). *Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique : influence de l'état de surface par une approche multi-échelles*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris.
- [Lemaitre et al., 2020] Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Benallal, A., and Desmorat, R. (2020). *Mécanique des matériaux solides - 3e éd.* Dunod.
- [Lesne and Savalle, 1989] Lesne, P.-M. and Savalle, S. (1989). An efficient cycle jump technique for viscoplastic structure calculations involving large number of cycles. *2nd International Conference on Computational Plasticity*, pages 591–602.
- [Levenberg, 1944] Levenberg, K. (1944). A method for the solution of certain non-linear problems in least squares. *Quarterly of Applied Mathematics*, 2(2) :164–168.
- [Moslemi et al., 2019] Moslemi, N., Gol Zardian, M., Ayob, A., Redzuan, N., and Rhee, S. (2019). Evaluation of Sensitivity and Calibration of the Chaboche Kinematic Hardening Model Parameters for Numerical Ratcheting Simulation. *Applied Sciences*, 9(12) :2578.
- [Mróz, 1967] Mróz, Z. (1967). On the description of anisotropic workhardening. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 15(3) :163–175.
- [Murakami et al., 1989] Murakami, S., Kawai, M., and Ohmi, Y. (1989). Effects of Amplitude-History and Temperature-History on Multiaxial Cyclic Behavior of Type 316 Stainless Steel. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 111(3) :278–285.
- [O'Donnell and Porowski, 1979] O'Donnell, W. J. and Porowski, J. (1979). Creep ratcheting bounds based on elastic core concept. Division of Reactor Research and Technology, US Department of Energy.
- [Ohno and Wang, 1993a] Ohno, N. and Wang, J. D. (1993a). Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery, part I : formulation and basic features for ratchetting behavior. *International Journal of Plasticity*, 9(3) :375–390.

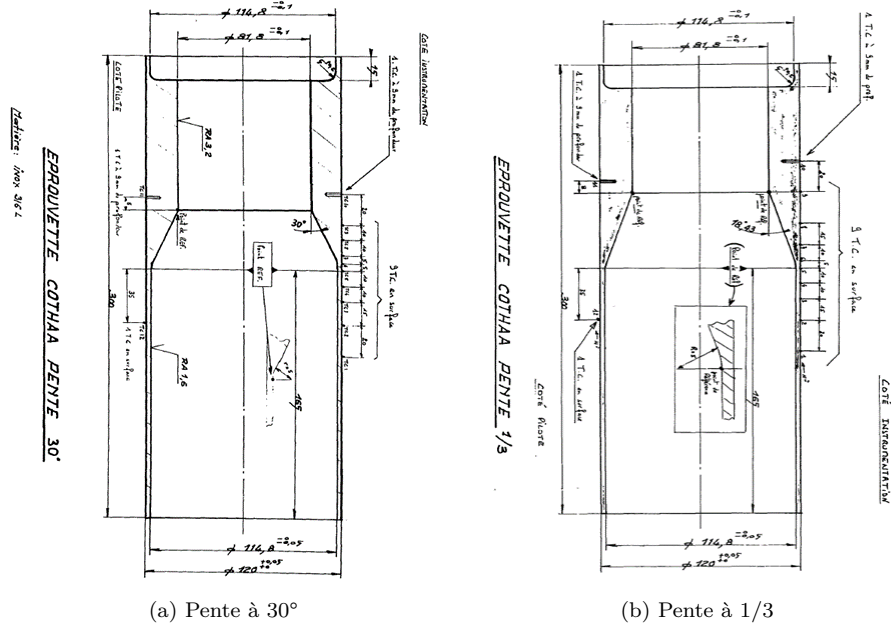
- [Ohno and Wang, 1993b] Ohno, N. and Wang, J. D. (1993b). Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery, part II : Application to experiments of ratchetting behavior. *International Journal of Plasticity*, 9(3) :391–403.
- [Portier, 1999] Portier, L. (1999). *Contribution à l'étude de la déformation progressive des structures*. Thèse de doctorat, ENS - Cachan.
- [Portier et al., 2000] Portier, L., Calloch, S., Marquis, D., and Geyer, P. (2000). Ratchetting under tension–torsion loadings : experiments and modelling. *International Journal of Plasticity*, 16(3) :303–335.
- [Prager, 1956] Prager, W. (1956). A New Method of Analyzing Stresses and Strains in Work-Hardening Plastic Solids. *Journal of Applied Mechanics*, 23(4) :493–496.
- [Rahman et al., 2008] Rahman, S. M., Hassan, T., and Corona, E. (2008). Evaluation of cyclic plasticity models in ratcheting simulation of straight pipes under cyclic bending and steady internal pressure. *International Journal of Plasticity*, 24(10) :1756–1791.
- [Rakotovelofy, 1998] Rakotovelofy, A. M. (1998). *Contribution à la validation des méthodes de prévision du rochet thermique dans les structures métalliques*. Thèse de doctorat, INSA, Lyon.
- [RCC-M, 2018] RCC-M (2018). *Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des îlots nucléaires REP*. AFCEN.
- [RCC-MRx, 2018] RCC-MRx (2018). *Règles de conception et de construction des matériels mécaniques des installations nucléaires hautes températures, expérimentales et de fusion*. AFCEN.
- [Sorensen, 1982] Sorensen, D. C. (1982). Newton's Method with a Model Trust Region Modification. *SIAM Journal on Numerical Analysis*, 19(2) :409–426.
- [Sun et al., 2020] Sun, X., Xing, R., Yu, W., and Chen, X. (2020). Uniaxial ratcheting deformation of 316LN stainless steel with dynamic strain aging : Experiments and simulation. *International Journal of Solids and Structures*, 207 :196–205.
- [Taleb, 1991] Taleb, L. (1991). *Structure métallique sous un chargement thermomécanique cyclique. Effet des surcharges mécaniques de courte durée*. Thèse de doctorat, INSA, Lyon.
- [Taleb et al., 1999] Taleb, L., Cousin, M., Cabrillat, M. T., Gelineau, O., and Waeckel, N. (1999). Comparison between Simplified Predictive Methods of the Ratchetting Phenomenon. *SMiRT 15*.
- [Tanaka et al., 1985] Tanaka, E., Murakami, S., and Ōoka, M. (1985). Effects of plastic strain amplitudes on non-proportional cyclic plasticity. *Acta Mechanica*, 57(3) :167–182.
- [Uga, 1974] Uga, T. (1974). An experimental study on thermal-stress ratchetting of austenitic stainless steel by a three bars specimen. *Nuclear Engineering and Design*, 26(2) :326–335.
- [Yu et al., 2012] Yu, D., Chen, G., Yu, W., Li, D., and Chen, X. (2012). Visco-plastic constitutive modeling on Ohno–Wang kinematic hardening rule for uniaxial ratchetting behavior of Z2CND18.12N steel. *International Journal of Plasticity*, 28(1) :88–101.

- [Zienkiewicz et al., 2005] Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. L., and Zhu, J. Z. (2005). *The Finite Element Method : Its Basis and Fundamentals*. Elsevier, 6 edition.

Annexes

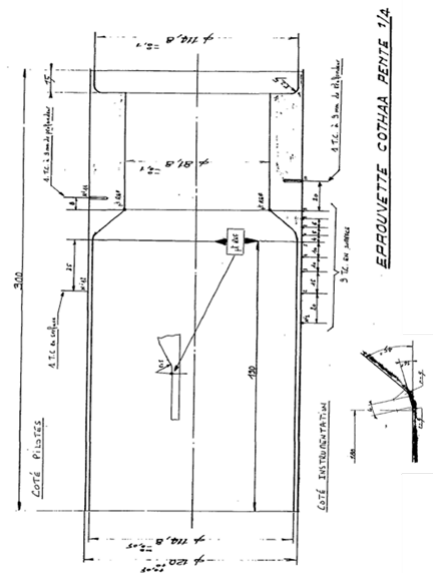
Annexe 1 : D'autres essais COTHAA

La figure A.1.1 présente les maquettes COTHAA comportant des géométries similaires aux tracés de conception industrielle.



(a) Pente à 30°

(b) Pente à 1/3



(c) Pente à 1/4 et 45°

FIGURE A.1.1 – Géométrie et instrumentation des maquettes COTHAA ayant des géométries correspondant aux tracés de conception industrielle

Le [tableau A.1.1](#) résume les principales caractéristiques d'autres expériences COTHAA.

N° d'essai	Géométrie	θ_{set} (°C)	p_i (MPa)	P/S_M	N	$\varepsilon_{\theta\theta}$ (%)
7b	Brutale	415	5,7	1,21	30	0,68
7c	Brutale	415	6,6	1,40	30	1,12
9	Brutale	450	5,4	1,21	40	0,74
10	Brutale	450	6,3	1,40	40	1,31
11b	Brutale	360	5,4	1,09	40	0,46
11c	Brutale	360	6,3	1,27	40	1,12
12b	Brutale	270	5,4	0,96	30	0,16
12c	Brutale	270	6,3	1,12	40	0,66
13	Brutale	450	4,5	1,00	40	0,34
17	Brutale	550	4,5	1,07	50	0,73
18	Brutale	550	3,0	0,71	60	0,23
19a	1/3	550	2,95	0,70	20	0,01
19b	1/3	550	3,68	0,88	20	0,02
19c	1/3	550	4,42	1,05	20	0,03
19d	1/3	550	5,15	1,22	30	0,08
20a	30°	550	2,95	0,70	30	0,03
20b	30°	550	3,68	0,88	20	0,03
20c	30°	550	4,42	1,05	20	0,05
20d	30°	550	5,15	1,22	15	0,08
21a	1/4 et 45°	550	2,95	0,70	40	0,03
21b	1/4 et 45°	550	3,68	0,88	10	0,05
21c	1/4 et 45°	550	4,42	1,05	10	0,07
21d	1/4 et 45°	550	5,15	1,22	20	0,10

TABLE A.1.1 – D'autres expériences COTHAA

Annexe 2 : Paramètres des lois de comportement - Matériau COTHAA

Les [tableaux A.2.1](#), [A.2.2](#), [A.2.3](#), [A.2.4](#) et [A.2.5](#) donnent les paramètres des modèles de comportement utilisés pour modéliser les essais COTHAA.

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2
20	158,86	42049,16	344,86	21265,26	37,86
100	158,85	40169,28	348,28	19512,18	39,22
200	158,37	38195,43	352,65	17987,03	40,22
300	158,27	36284,39	353,97	16798,59	40,63
400	158,27	36284,39	353,97	16798,59	40,63
500	158,27	36284,39	353,97	16798,59	40,63

TABLE A.2.1 – Modèle 2AF-1

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2
20	177,24	47005,44	814,05	6345,45	73,88
100	148,10	39298,50	776,84	4351,93	42,21
200	120,05	32340,01	776,12	3295,39	28,73
300	101,82	27865,12	778,92	2654,38	17,94
400	90,24	25604,68	795,45	2215,27	2,24
500	81,47	26909,78	929,31	2253,57	0

TABLE A.2.2 – Modèle 2AF-2

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2
20	158,88	48663,23	236,68	10914,03	0
100	158,52	46478,17	240,90	9828,44	0
200	158,16	43964,38	244,24	8940,12	0
300	157,67	41884,49	246,76	8313,21	0
400	157,67	41884,50	246,76	8313,21	0
500	157,67	41884,50	246,76	8313,21	0

TABLE A.2.3 – Modèle AFP-1

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2
20	183,74	35837,97	496,91	2384,25	0
100	153,06	30034,25	522,38	2384,25	0
200	122,37	27673,75	613,38	2267,29	0
300	103,16	25007,80	666,51	2106,21	0
400	90,41	25203,90	778,71	2153,29	0
500	81,47	26910,38	929,31	2253,56	0

TABLE A.2.4 – Modèle AFP-2

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2	Q_0 (MPa)	Q_M (MPa)	β
20	183,74	35837,97	496,91	2384,25	0	-25,86	410,19	30
100	153,06	30034,25	522,38	2384,25	0	12,03	425,49	
200	122,37	27673,75	613,38	2267,29	0	45,14	434,73	
300	103,16	25007,80	666,51	2106,21	0	60,45	434,73	
400	90,41	25203,90	778,71	2153,29	0	79,98	445,61	
500	81,47	26910,38	929,31	2253,56	0	90,25	457,34	

TABLE A.2.5 – Modèle SC

Annexe 3 : Profilométrie des essais DEFPROG n°2

Les figures A.3.1 et A.3.2 donnent respectivement les profilométrie au cours des cycles sur la génératrice 2' et 3'.

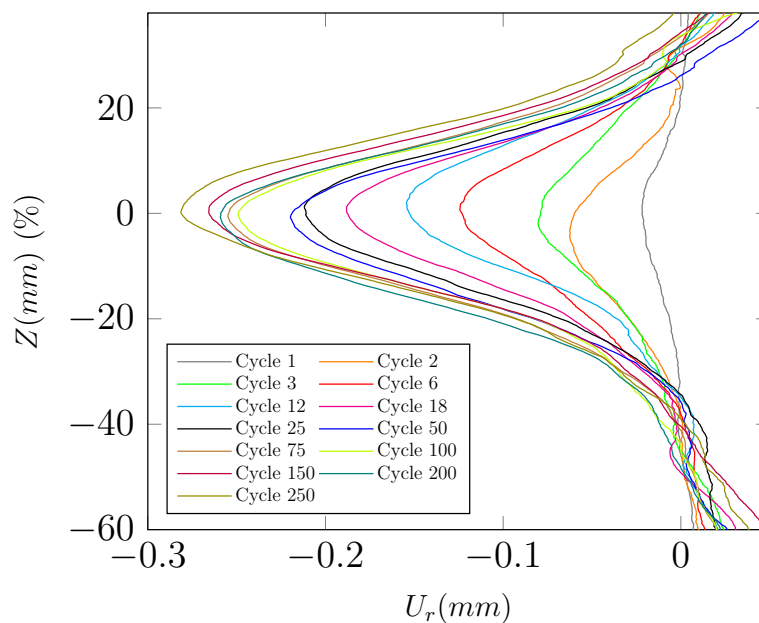


FIGURE A.3.1 – DEFPROG n°1 - profilométrie sur la génératrice 2' au cours des cycles

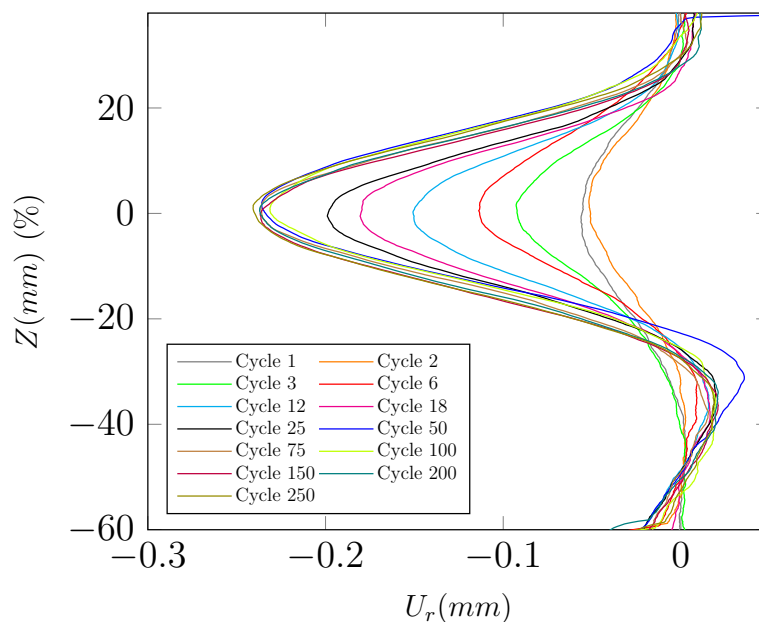


FIGURE A.3.2 – DEFPROG n°1 - profilométrie sur la génératrice 3' au cours des cycles

Annexe 4 : Paramètres des lois de comportement - Matériau DEFPROG

Le [tableau A.4.1](#) donne les paramètres du modèle simplifié de Chaboche utilisé pour modéliser les essais DEFPROG.

θ (°C)	σ_y (MPa)	C_1 (MPa)	γ_1	C_2 (MPa)	γ_2	Q_0 (MPa)	Q_M (MPa)	β
20	216,97	35837,97	496,91	2384,25	0	-79,27,	301,06	30
100	189,29	30034,25	522,38	2384,25	0	-58,25	266,86	
200	154,69	27673,75	613,38	2267,29	0	-37,74	221,04	
300	134,48	25007,80	666,51	2106,21	0	-33,44	154,67	
400	114,28	25203,90	778,71	2153,29	0	-11,19	181,56	
500	102,96	26910,38	929,31	2253,56	0	1,32	195,75	

TABLE A.4.1 – Modèle SC

