Comportement de l'acier soumis à la corrosion

Résumé :

Cette documentation présente le modèle de comportement de l'acier soumis à la corrosion qui permet de décrire le comportement mécanique de renforcement corrodé dans les structures en béton armé. Ce modèle est développé en 1D et 3D, élasto-plastique endommageable à écrouissage isotrope et s'appuie sur le modèle de Lemaître. Ce comportement est utilisé pour des calculs de prédiction de la capacité portante de structures en béton armé atteintes par la corrosion dans le cas de chargement unidimensionnel.

Il est implémenté dans *Code_Aster* sous le nom de CORR_ACIER en 3D et en 1D (pour les éléments BARRE et poutres multifibres). Il fonctionne également avec l'option DEBORST pour les contraintes planes (éléments coque) ; les équations sont intégrées numériquement par un schéma implicite de M. Ortiz et J.C. Simo [bib1] avec multiplicateur plastique obtenu en linéarisant la fonction seuil par rapport aux variables internes et en imposant le respect du critère à convergence.

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

Table des matières

Table des Matières

1 Introduction....3
2 Description du modèle....3
3 Calcul des paramètres matériau....6
3.1 Loi de comportement de l'acier....6
3.2 Prise en compte de la corrosion....6
4 Résolution numérique....8
4.1 Intégration du modèle....8
4.2 Calcul de la matrice tangente....10
4.2.1 Elément fini 1D....10
4.2.2 Elément fini 3D....10
4.3 Variables internes stockées....11
5 Bibliographie....12
6 Vérification....12
7 Description des versions du document....12

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

1 Introduction

Ce document présente une loi de comportement de l'acier soumis à la corrosion dans les ouvrages en Génie Civil. Cette loi a été formulée sur la base du modèle de Lemaître (plasticité couplée à l'endommagement). Suite à des essais de traction réalisés sur des barres corrodées, on constate une influence de la corrosion sur la déformation plastique à rupture (la déformation plastique des barres corrodées diminue avec l'augmentation du degré de corrosion) [bib2], [bib3]. On relie la déformation plastique à rupture du modèle de Lemaître au taux de corrosion (le diamètre de la barre corrodée par rapport à celui non corrodé en 1D ou l'épaisseur de renforcement plat corrodé par rapport à celle non corrodée en 3D).

2 Description du modèle

D'un point de vue thermodynamique, pour traduire le comportement du matériau plastique écrouissable et endommageable, le modèle remplace dans la surface seuil, la contrainte σ par la contrainte effective [bib4] :

$$\tilde{\sigma}=\frac{\sigma}{1-D} \qquad \text{éq 2-1}$$

où, on a :

- $\tilde{\sigma}=\sigma$ pour un matériau vierge
- $\tilde{\sigma}=0$ au moment de la rupture

On postule une forme particulière de l'énergie libre de Helmholtz :

$$Y=\frac{1}{\rho}\left[\frac{1}{2}(1-D)\left(\varepsilon-\varepsilon^{p}\right)E\left(\varepsilon-\varepsilon^{p}\right)+R(r)\right] \qquad \text{éq 2-2}$$

ρ la masse volumique ; Ψ le potentiel d'état ; E le module d'Young ; D la variable d'endommagement ; ε la déformation totale ; ε^{p} la déformation plastique ; $R(r)$ la fonction d'écrouissage isotrope ; r la variable associée à R .
Ainsi posé le potentiel est séparé en deux parties distinctes. La première correspond au classique couplage endommagement-élasticité, le second terme à l'écrouissage.

Les lois d'état décrivant ce potentiel sont :

$$\begin{aligned}\sigma&=\rho\frac{\partial\Psi}{\partial\varepsilon}\\ R&=\rho\frac{\partial\Psi}{\partial r}\\ Y&=\rho\frac{\partial\Psi}{\partial D}\end{aligned} \qquad \text{éq 2-3}$$

En supposant que le matériau obéit au critère de Von Mises, le critère d'écoulement s'exprime par :

$$f=\frac{\sigma_{eq}}{1-D}-R-\sigma_{y}\leq 0 \qquad \text{éq 2-4}$$

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

où $\sigma_{eq}=\left(\frac{3}{2}\boldsymbol{\sigma}':\boldsymbol{\sigma}'\right)^{\frac{1}{2}}$ est la contrainte équivalente au sens de Mises, avec $\boldsymbol{\sigma}'=\boldsymbol{\sigma}-\sigma_H 1$ le déviateur de la matrice de contraintes et $\sigma_H=\frac{1}{3}Tr(\boldsymbol{\sigma})$ la contrainte hydrostatique.

Le potentiel d'endommagement est choisi en fonction puissance de la variable associée à l'endommagement $-Y$:

$$\varphi_D^*=\left(\frac{S_0}{s_0+1}\right)\left(\frac{1}{1-D}\right)\left(-\frac{Y}{S_0}\right)^{s_0+1} \quad \text{éq 2-5}$$

où s_0 et S_0 sont des coefficients caractéristiques du matériau.
La règle de normalité généralisée fournit la loi d'écoulement et les évolutions des variables internes :

$$\begin{cases}\dot{\varepsilon}^p=\dot{\lambda}\dfrac{\partial f}{\partial \sigma}\\ \dot{r}=-\dot{\lambda}\dfrac{\partial f}{\partial R}\\ \dot{D}=-\dot{\lambda}\dfrac{\partial \Phi_D^*}{\partial Y}\end{cases} \quad \text{éq 2-6}$$

$\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique.

Dans ce modèle CORR_ACIER, les variables internes introduites dans le *Code_Aster* sont :

- p : déformation plastique cumulée, telle que $\dot{p}=\left(\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}^p:\dot{\varepsilon}^p\right)^{1/2}$;
- D : variable scalaire d'endommagement isotrope.

Si $f=\frac{\sigma_{eq}}{1-D}-R-\sigma_y>0$, on est dans le domaine plastique :

$$\begin{cases}\dot{\varepsilon}^p=\dfrac{3}{2}\left(\dfrac{\dot{\lambda}}{1-D}\right)\dfrac{\boldsymbol{\sigma}'}{\sigma_{eq}}\\ \dot{r}=\lambda=\dot{p}(1-D)\\ \dot{D}=\left(-\dfrac{Y}{S_0}\right)^{s_0}\dot{p}\end{cases} \quad \text{éq 2-7}$$

Dans le cas unidimensionnel, la contrainte équivalente au sens de Mises est $\sigma_{eq}=|\sigma|$ et la déformation plastique cumulée est égale à la valeur absolue de la déformation plastique unidimensionnelle : $p=|\varepsilon^p|$

Pour formuler un critère d'endommagement isotrope, on postule que le mécanisme d'endommagement est gouverné par l'énergie de déformation élastique totale (énergie de distorsion + énergie de déformation volumique). Par analogie avec la contrainte équivalente en plasticité, en écrivant que l'énergie d'un état tridimensionnel est égale à celle de l'état unidimensionnel équivalent, défini par une contrainte équivalente d'endommagement σ_{eq}^* , on trouve [bib5] :

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

$$\sigma_{eq}^{*}=\sigma_{eq}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right]^{1/2} \quad \text{éq 2-8}$$

D'autre part on montre que la variable associée à l'endommagement s'exprime dans le cas isotrope par $-Y=\frac{\tilde{\sigma}_{eq}^{*2}}{2E}$, donc :

$$-Y=\frac{\sigma_{eq}^2}{2E(1-D)^2}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right] \quad \text{éq 2-9}$$

d'où :

$$\dot{D}=\left(\frac{\sigma_{eq}^2}{2ES_0(1-D)^2}\right)^{s_0}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right]^{s_0}\dot{p} \quad \text{éq 2-10}$$

L'endommagement ductile n'intervient qu'au-delà d'un seuil :

$$f_{end}=p-p_D>0 \quad \text{éq 2-11}$$

où p_D est la déformation qui correspond au début d'endommagement (voir la [Figure 2-a]). On peut alors considérer que l'écrouissage est saturé dans ce domaine, c'est-à-dire que le comportement du matériau non endommagé équivalent serait parfaitement plastique. Cette hypothèse simplificatrice permet l'intégration analytique du modèle et d'aboutir à une évolution linéaire en fonction de la déformation plastique. En effet, on a dans ce cas :

$$\frac{\sigma_{eq}}{1-D}=\tilde{\sigma}_{eq}=\sigma_y=Cte \quad \text{éq 2-12}$$

Si l'on se restreint au cas du chargement radial pour lequel le taux de triaxialité σ_H/σ_{eq} est constant, on obtient, en prenant comme condition initiale $D=0$ pour $p<p_D$:

$$D=\left(\frac{\sigma_y^2}{2ES_0}\right)^{s_0}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right]^{s_0}\langle p-p_D\rangle \quad \text{éq 2-13}$$

On peut simplifier cette expression en introduisant la condition de rupture $p=p_R$ qui est le taux de déformation plastique cumulée à rupture => $D=D_c$ (endommagement critique) [bib4]

$$D_c=\left(\frac{\sigma_y^2}{2ES_0}\right)^{s_0}\left[\frac{2}{3}(1+\nu)+3(1-2\nu)\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right)^2\right]^{s_0}\langle p_R-p_D\rangle \quad \text{éq 2-14}$$

En rapportant dans l'expression de D, on obtient :

$$D=\frac{D_c}{p_R-p_D}(p-p_D) \quad \text{éq 2-15}$$

La loi d'écrouissage de l'acier intégrée dans le modèle de l'acier est la suivante (hors endommagement):

$$\sigma_{eq}-\sigma_y=Kp^{1/m} \quad \text{éq 2- 16}$$

K , m , σ_y sont les paramètres du matériau, fournis dans DEFI_MATERIAU / CORR_ACIER par les mots clés ECRO_K, ECRO_M .

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

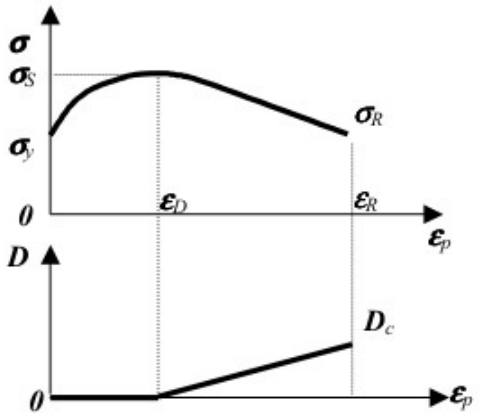


Figure 2-a : Evolution de l'endommagement

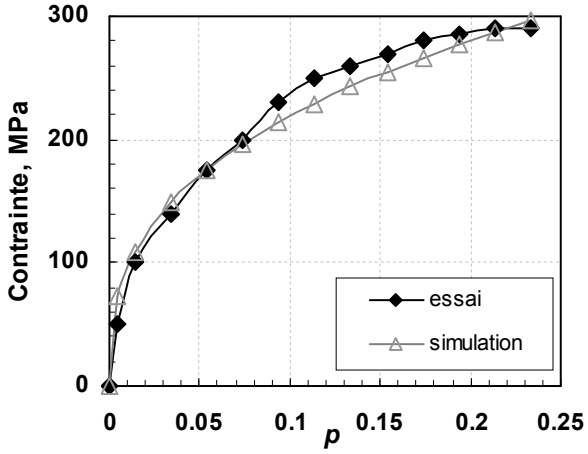


Figure 2-b : Loi d'écrouissage de l'acier non corrodé

3 Calcul des paramètres matériau

Les résultats des essais de traction d'A.A. Almusallam [bib2] ont été utilisés pour identifier la loi de comportement de l'acier non corrodé et la dépendance de la déformation plastique à rupture en fonction du taux de corrosion.

3.1 Loi de comportement de l'acier

L'acier non allié est le type d'acier principal utilisé dans le génie civil. Le modèle de comportement unidimensionnel de l'acier non allié en chargement monotone unidirectionnel doit être déterminé à partir des résultats d'un essai de traction sur une barre ou une éprouvette plate non corrodée. Un exemple de simulation numérique nécessaire pour déterminer cette loi de comportement est présenté sur la [Figure 3.2-a].

3.2 Prise en compte de la corrosion

La présence de corrosion a deux effets sur le renforcement dans les structures en béton armé :

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

- une réduction de la section ;
- une réduction de ε_R en fonction de T_c :

La réduction de section se traduit par un diminution du diamètre pour les barres ou par une diminution d'épaisseur pour les tôles :

$$T_c = 100\left(\frac{d^2_{corrodé}}{d^2_{noncorrodé}}\right) \quad \text{ou} \quad T_c = 100\left(\frac{e_{corrodé}}{e_{noncorrodé}}\right) \qquad \text{éq 3.2- 1}$$

Remarque : La réduction de section n'est pas traitée au niveau du modèle de comportement, elle doit être prise en compte au niveau du fichier de commande dans AFFE_CARA_ELEM par exemple.

Dans le cas uniaxial, la déformation plastique à rupture ε_R dépend du taux de corrosion. Cette évolution est présentée sur la [Figure 3.2-b].

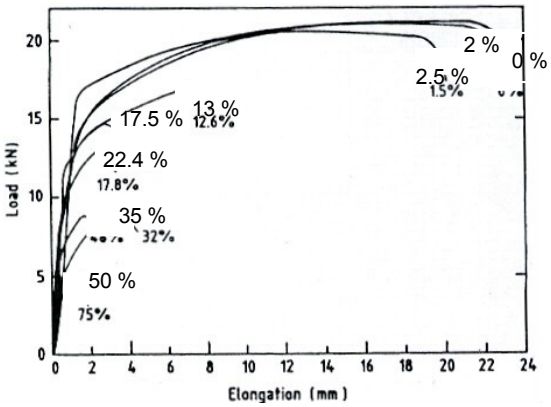


Figure 3.2-a : Influence de la corrosion sur le comportement de l'acier en fonction du taux de corrosion

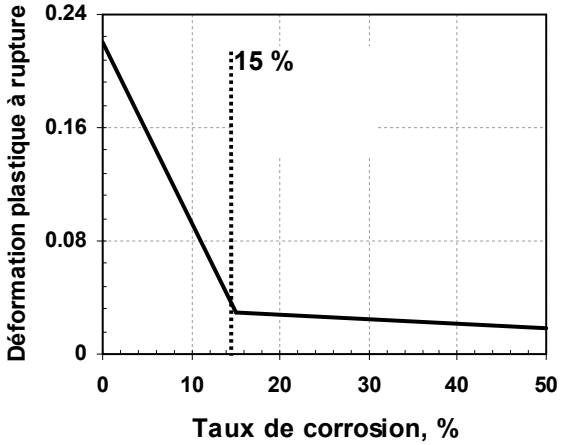


Figure 3.2-b : L'évolution de la déformation plastique à rupture en fonction du taux de corrosion

On déduit de ces données expérimentales (essais de traction) la variation de la déformation plastique à rupture en fonction du taux de corrosion :

$$T_c < 15\% \Rightarrow \varepsilon_R = -0.0111\,Tc + 0.2345 \qquad \text{éq 3.2- 2}$$

$$T_c > 15\% \Rightarrow \varepsilon_R = -0.0006\,Tc + 0.051 \qquad \text{éq 3.2- 3}$$

Par analyse de différents essais de traction, on constate que le comportement du renforcement corrodé est quasi-fragile et $\varepsilon_D = 0.8\ \varepsilon_R$ (ε_D au pic) .

Afin d'intégrer le modèle en 3D, la déformation plastique cumulée critique est calculée en utilisant $p_R = \left(\frac{2}{3}\boldsymbol{\varepsilon_R} : \boldsymbol{\varepsilon_R}\right)^{1/2}$ en prenant en compte que l'état uniaxial est défini par un état unidimensionnel en contrainte mais tridimensionnel en déformation [bib5] :

$$\varepsilon_R = \begin{bmatrix} \varepsilon_R & 0 & 0 \\ 0 & -\nu^* \varepsilon_R & 0 \\ 0 & 0 & -\nu^* \varepsilon_R \end{bmatrix} \qquad \text{éq 3.2-4}$$

où ν^* est le coefficient de contraction, égal au coefficient de Poisson ν en élasticité :

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

$$\nu^* = \nu \frac{\varepsilon^e}{\varepsilon} + \frac{1}{2}\frac{\varepsilon^p}{\varepsilon} = \frac{1}{2} - \frac{\varepsilon^e}{\varepsilon}\left(\frac{1}{2} - \nu\right) \quad \text{éq 3.2-5}$$

ici $\varepsilon = \varepsilon_R$ et on approxime ε^e par : $\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E}$

$$\nu^* = \frac{1}{2} - \frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_R}\left(\frac{1}{2} - \nu\right) \quad \text{éq 3.2-6}$$

Pour le calcul de p_D , on considère que le taux de triaxialité au seuil d'endommagement est identique à celui de la rupture :

$$p_D = 0{,}8\, p_R \quad \text{éq 3.2-7}$$

4 Résolution numérique

4.1 Intégration du modèle

L'intégration du modèle s'effectue en deux étapes, tout d'abord une prédiction élastique de la contrainte :

1ère étape : élasticité

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p \\ \dot{\sigma} = E\,\dot{\varepsilon}^e \\ \dot{\varepsilon}^p = 0 \\ \dot{p} = 0 \\ \dot{D} = 0 \end{cases} \quad \text{éq 4.1-1}$$

Remarquons en particulier que l'endommagement D n'intervient pas dans la relation contrainte-déformation élastique (pas de coefficient $(1-D)$ dans les coefficients d'élasticité).

La seconde étape consiste en une actualisation implicite des variables internes du modèle par des corrections apportées à déformation totale nulle. Dans cette étape, on fait l'itération entre la plasticité et l'endommagement.

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \mathbf{0} \\ \dot{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{E}\,\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \\ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda}\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \\ \dot{r} = -\dot{\lambda}\dfrac{\partial f}{\partial R} \end{cases} \quad \text{éq 4.1-2}$$

L'expression du multiplicateur plastique est obtenue en linéarisant la fonction seuil par rapport aux variables internes et en imposant le respect du critère à convergence :

$$f = f^- + \frac{\partial f^-}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^-\right) + \frac{\partial f^-}{\partial R}\left(R - R^-\right) = 0 \quad \text{éq 4.1-3}$$

Considérons la discrétisation des équations de relaxation :

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

$$\begin{cases} \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^{-} = -\Delta\lambda\, \mathbf{E}\dfrac{\partial f^{-}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \\ R - R^{-} = R'(r)\Delta r \\ \Delta p = \dfrac{\Delta\lambda}{1-D^{-}} \\ R'(p) = \dfrac{K}{m}\left[\dfrac{\boldsymbol{\sigma}_{eq}}{(1-D^{-})K} - \dfrac{\sigma_y}{K}\right]^{(1-m)} \end{cases} \quad \text{éq 4.1-4}$$

L'expression du multiplicateur plastique est obtenue en remplaçant [éq 4.1-3] dans [éq 4.1-4], ($\Delta r = \Delta\lambda$ et pour D fixé à D^{-} , $R'(p) = R'(r)$)

$$\Delta\lambda = \frac{f^{-}}{\dfrac{\partial f^{-}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\mathbf{E}\dfrac{\partial \varphi^{-}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} - \dfrac{\partial f^{-}}{\partial R}\dfrac{K}{m}\left[\dfrac{\boldsymbol{\sigma}_{eq}}{K(1-D^{-})} - \dfrac{\sigma_y}{K}\right]^{(1-m)}} \quad \text{éq 4.1- 5}$$

Les expressions des différentes dérivées de la surface seuil et du potentiel de dissipation sont données dans les équations suivantes :

$$\begin{aligned} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} &= \frac{3}{2}\frac{\boldsymbol{\sigma}'}{\boldsymbol{\sigma}_{eq}(1-D)} \\ \frac{\partial \varphi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} &= \frac{3}{2}\frac{\boldsymbol{\sigma}'}{\boldsymbol{\sigma}_{eq}(1-D)} \\ \frac{\partial f}{\partial R} &= -1 \end{aligned} \quad \text{éq 4.1- 6}$$

Dans le cas 1D :

$$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\partial \varphi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\operatorname{sgn}(\boldsymbol{\sigma})}{1-D} \quad \text{éq 4.1-7 b}$$

La valeur obtenue pour le multiplicateur plastique à chaque intégration est réinjectée dans les équations de relaxation jusqu'à convergence (retour de la contrainte sur la surface seuil). Le critère retenu consiste à s'arrêter lorsque la valeur du seuil à l'itération suivante est devenue suffisamment petite par rapport à σ_y :

$$|f| \leq tol.\sigma_y \quad \text{éq 4.1-8}$$

Pour une utilisation directe des propriétés de normalité des surfaces seuils, le calcul à effectuer à chaque itération se ramène uniquement au calcul du multiplicateur de plasticité permettant les corrections si nécessaires (pas de calcul de Jacobien comme pour les méthodes de Newton) [bib1], [bib6].

L'étape suivante est l'endommagement qui prend en compte la variation de la variable d'endommagement. La fonction seuil de l'endommagement est la suivante :

$$f_{end} = p - p_D \quad \text{éq 4.1- 9}$$

si $f_{end} > 0$ on calcule l'endommagement puis on retourne à la correction de plasticité :

$$D = \frac{D_C}{p_R - p_D}(p - p_D) \quad \text{éq 4.1-10}$$

Remarque : dans la pratique, D évolue même si $p > p_R$, on limite D à 0,99 maxi. D_c est défini par le mot-clé `D_CORR de DEFI_MATERIAU / CORR_ACIER`

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

La même approche pour la convergence est retenue :

$$|f| \leq tol.\sigma_y$$ éq 4.1- 11

On se reportera à référence [bib1] et à [bib6] pour tous les détails concernant cette méthode et cet algorithme employés.

4.2 Calcul de la matrice tangente

On cherche à calculer les matrices tangentes (continues et consistantes) pour la partie plastique et la partie d'endommagement. Les options RIGI_MECA_TANG et FULL_MECA de la matrice tangente sont calculées pour les élément fini 1D et 3D :

4.2.1 Elément fini 1D

Dans le domaine plastique :

$$\delta\varepsilon^p = \delta\lambda = \frac{\delta f^-}{E + \frac{K}{m} p^{\frac{1}{m}-1}} = \frac{E\,\delta\varepsilon}{E + \frac{K}{m} p^{\frac{1}{m}-1}}$$ éq 4.2.1- 1

$$\frac{\partial\sigma}{\partial\Delta\varepsilon} = E(\delta\varepsilon - \delta\varepsilon^p) = \frac{\frac{K}{m} p^{\frac{1}{m}-1}}{1 + \frac{K}{mE} p^{\frac{1}{m}-1}}$$ éq 4.2.1-2

Dans le domaine d'endommagement :

$$\frac{\delta\sigma}{1-D} + \frac{\sigma}{(1-D)^2}\delta D - R'(p)\delta p = -\delta f^-$$

$$\frac{-E}{(1-D)^2}\delta\lambda + \frac{\sigma}{(1-D)^2}\frac{D_c}{p_R - p_D}\frac{\delta\lambda}{(1-D)} - \frac{K}{m} p^{\frac{1}{m}-1}\frac{\delta\lambda}{(1-D)} = -\delta f^- = \frac{E}{(1-D)}\delta\varepsilon$$

$$\frac{\partial\sigma}{\partial\Delta\varepsilon} = E(\delta\varepsilon - \delta\varepsilon^p) = E\frac{\frac{K}{m}(1-D)p^{\frac{1}{m}-1} - \frac{\sigma}{(1-D)}\frac{D_c}{p_R - p_D}}{E + \frac{K}{m}(1-D)p^{\frac{1}{m}-1} - \frac{\sigma}{(1-D)}\frac{D_c}{p_R - p_D}}$$

4.2.2 Elément fini 3D

L'absence d'endommagement dans la partie plastique permet d'utiliser la matrice tangente calculée pour le comportement élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire et isotrope non linéaire [bib7] :

$$\frac{\partial\boldsymbol{\sigma}}{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}} = \lambda^*\vec{\mathbf{1}}\otimes\vec{\mathbf{1}} + 2\mu^*\mathbf{Id} - \xi\frac{9\mu^2}{H(p)}\left(1 - \frac{R'(p).\Delta p}{(R(p)+\sigma_y)}\right)\frac{1}{R'(p)+3\mu}\left(\frac{\boldsymbol{\sigma}^{dev}}{(R(p)+\sigma_y)}\otimes\frac{\boldsymbol{\sigma}^{dev}}{(R(p)+\sigma_y)}\right)$$ éq 4.2.2-1

avec $\lambda^* = K - \frac{2\mu}{3H(\Delta p)}$ $2\mu^* = \frac{2\mu}{H(\Delta p)}$ $H(\Delta p) = 1 + \frac{3\mu\xi.\Delta p}{(R(p)+\sigma_y)}$

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

La matrice tangente initiale, utilisée par l'option RIGI_MECA_TANG est obtenue en adoptant le comportement du pas précédent (élastique ou plastique, signifié par une variable interne ξ valant 0 ou 1) et en prenant $\Delta p=0$ dans l'équation **éq 4.2.2-2** .

En prenant en compte la présence de l'endommagement on obtient la matrice tangente suivante :

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \Delta \varepsilon}=\lambda^{*}\vec{1}\otimes\vec{1}+2\mu^{*}\mathbf{Id}-\xi\frac{9\mu^{2}}{H(p)}\left(1-\frac{\Delta p\left((1-D)R'(p)-R(p)D'(p)\right)}{(1-D)\left(R(p)-\sigma_{y}\right)}\right)\frac{1}{\left(3\mu+(1-D)R'(p)-R(p)D'(p)\right)}$$
$$\left(\frac{\sigma^{dev}}{(1-D)\left(R(p)+\sigma_{y}\right)}\otimes\frac{\sigma^{dev}}{(1-D)\left(R(p)+\sigma_{y}\right)}\right)$$

éq 4.2.2-2

avec $\lambda^{*}=K-\frac{2\mu}{3H(\Delta p)}\quad 2\mu^{*}=\frac{2\mu}{H(\Delta p)}\quad H(\Delta p)=1+\frac{3\mu\xi.\Delta p}{(1-D)\left(R(p)-\sigma_{y}\right)}$

pour l'option FULL_MECA : $\sigma^{dev}=\tilde{\sigma}$

pour l'option RIGI_MECA_TANG : $\sigma^{dev}=\tilde{\sigma}$

4.3 Variables internes stockées

Nous indiquons dans le tableau suivant les variables internes stockées en chaque point de Gauss pour le modèle de l'acier soumis à la corrosion :

Variable interne	Sens physique
V1	p : déformation plastique équivalente
V2	D : variable d'endommagement
V3	Indicateur de plasticité (0 si élastique, 1 si plastifié c'est-à-dire dès que *p* n'est pas nul)

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)

5 Bibliographie

1 M. ORTIZ, J. C. SIMO : "An analysis of a new class of integration algorithms for elestoplastic constitutive relations", Int. J. Numer. Meth. Engng., Vol. 21, pp 1561-1576, 1986.

2 A.A. ALMUSALLAM : "Effect of degree of corrosion on the properties of reinforcing steel bars", Construction and Building Materials 15, 2001.

3 A. OUGLOVA, Y. BERTHAUD, I. PETRE-LAZAR : "Caractérisation expérimentale de la corrosion des aciers dans le béton sur des analogues anciens. Première approche de modélisation", HT-25/02/030/A, EDF, 2002.

4 J. LEMAITRE : "A Course on Damage Mechanics", Springer-Verlag, 1992.

5 J. LEMAITRE, J.L. CHABOCHE : "Mécanique des matériaux solides", Dunod, 1996.

6 F. RAQUENEAU : "Fonctionnement dynamique des structures en béton-influence des comportements hystérétiques locaux", thèse de l'Université Paris 6, LMT-Cachan, 1999.

7 "Relation de comportement élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire et isotrope non linéaire. Modélisation 3D et contrainte planes", [R5.03.16]

6 Vérification

La loi de comportement CORR_ACIER est vérifiée par le cas test suivant :

SSNL127	Essai de traction avec le modèle CORR_ACIER	[V6.02.127]

7 Description des versions du document

Version Aster	Auteur(s) Organisme(s)	Description des modifications
21/12/11	L.DAVENNE (NECS)	Correction de la matrice 1D
08/04/11	*I.PETRE-LAZAR, A. OUGLOVA (EDF* -R&D/MMC) L.DAVENNE, B.ZUBER (NECS)	Texte initial

Document diffusé sous licence GNU FDL (http://www.gnu.org/copyleft/fdl.html)