

LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE AU SERVICE DE LA DURABILITÉ DES STRUCTURES EN BÉTON ARMÉ

CONTRIBUTION OF THE NUMERICAL SIMULATION FOR THE DURABILITY OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES

Jonathan Mai-Nhu⁽¹⁾, Alain Sellier⁽²⁾, Patrick Rougeau⁽¹⁾,
Frédéric Duprat⁽²⁾, François Jacquemot⁽¹⁾

(1) CERIB – Centre d'Etudes et de Recherches de l'Industrie du Béton

(2) Université de Toulouse, LMDC - Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions

1. INTRODUCTION

La maîtrise et l'optimisation de la durabilité des structures et des produits en béton, qu'ils soient structurels ou architecturaux, constituent un enjeu majeur pour toute la profession. C'est pourquoi la durabilité occupe de nos jours une position déterminante dans le nouveau contexte normatif européen sur le béton. Les normes de produit et la norme NF EN 206-1 décrivent les exigences applicables en France pour la composition et les propriétés des bétons en fonction de différentes classes d'exposition. Ces classes d'exposition traitent du lien qui existe entre les conditions environnementales dans lequel sera situé l'ouvrage et des caractéristiques du matériau qui doivent être respectées pour limiter les risques induit sur la durabilité de la structure en béton armé (risques de corrosion par carbonatation ou par l'action des ions chlorure, risques induits par l'action du gel/dégel, risques liés au contact d'un environnement chimiquement agressif). Les Eurocodes mettent également l'accent sur la durabilité des structures en béton en prenant en compte les propriétés intrinsèques des matériaux utilisés et les conditions environnementales, qu'elles soient d'ordre chimiques ou physiques, à travers la définition d'un état limite de service et des classes d'exposition.

Le dimensionnement des enrobages est dans les règles de calcul en vigueur encore basé sur des prescriptions techniques ne faisant pas appel à un modèle de calcul de durabilité mais à des prescriptions types, contrairement aux aspects mécaniques où les règles reposent sur des modèles de calcul détaillés.

1. INTRODUCTION

Mastering and optimizing the durability of concrete structures and concrete products, whether they are structural or architectural, is a major challenge for the entire profession. Therefore the durability is an important concern taking into account in the new context of the european standards for the concrete. The product standards and NF EN 206-1 describe the national requirements for the composition and the concrete properties according to several exposure classes. These exposure classes deal with the link between the aggressive environmental conditions in which the structure will be and the required characteristics of the material to limit the risk linked to the durability of the reinforced concrete structure (corrosion of reinforcements by carbonation or chlorides ingress, freeze-thaw cycles, chemical aggressive environment). Eurocodes deal with durability concerns by taking into account the intrinsic properties of the used materials and the environmental conditions (chemical or physical) through the definition of a serviceability limit state and exposure classes.

The design of the cover concrete is still based on technical prescriptions in the current standards and does not refer to calculations from durability model but typical prescriptions, contrary to the mechanical aspects for which the standards are based on detailed models.

Bien que ces règles de dimensionnement permettent la réalisation de structures très durables pour une durée d'utilisation de projet donnée, le potentiel réel des couples « matériau/process » pourraient être davantage pris en compte par une modélisation de la durabilité. La conséquence du caractère prescriptif des règles actuelles réside dans une limitation des solutions techniques, ce qui peut constituer un frein à l'innovation. Un moyen d'améliorer cet aspect consiste à fournir aux concepteurs de matériaux non plus des solutions types mais des modèles de durabilité intégrant l'ensemble des paramètres d'optimisation. Qui plus est, les particularités des matériaux modernes et des nouveaux process de fabrication conduisent souvent à la réalisation de bétons plus performants que ceux décrits dans les textes réglementaires. D'une manière générale, il y a un intérêt majeur pour les couples « matériaux/process » à asseoir les dispositions normatives sur des approches plus rigoureuses sur le plan des phénomènes.

C'est dans ce contexte que les récents travaux du CERIB et du LMDC ont permis d'aboutir à la mise au point d'un modèle prédictif de durabilité traitant du couplage des principaux mécanismes de dégradation liés à la corrosion des armatures [Mai-Nhu 2013]. L'objectif final de ces travaux réside dans l'élaboration d'un modèle simple et fiable permettant de considérer le couplage de tous les phénomènes importants liés à la durabilité des bétons, de la pénétration des espèces agressives à l'amorçage et à la propagation du phénomène de corrosion des armatures. L'originalité du modèle réside dans une prise en compte réaliste des phénomènes transitoires hydriques permettant d'affiner l'évaluation du temps d'atteinte de l'état limite.

2. OBJECTIFS DU MODÈLE

La corrosion des armatures est une problématique majeure dans le domaine de la durabilité des constructions en béton armé. De nombreux travaux ont été menés pour mettre au point des modèles prédictifs permettant d'appréhender de manière plus ou moins précise les mécanismes de durabilité associés à la corrosion. Couplés à un algorithme de calcul d'indice de fiabilité dans un contexte probabiliste, ces modèles peuvent être considérés comme des outils puissants pour évaluer la durabilité d'une structure.

Cette évaluation passe par la définition précise d'un état limite dont la probabilité d'occurrence acceptable dépend des conséquences. Une analyse des différents états limites de service (ELS) et d'états limites ultimes (ELU) a été exprimée en termes d'indices de fiabilité dans le projet ANR APPLLET [Applet 2010]. Deux états limites de service (ELS) et un état limite ultime sont proposés pour un phénomène de corrosion qui conduirait à des problèmes d'aspect, de fonctionnement ou d'intégrité mécanique pendant la durée de projet, notés A, F, I respectivement. On pourrait distinguer les dommages susceptibles de nuire :

Although these standards allow manufacturing durable structures for a given serviceability length, the real potential of "material/process" couples should be more taken into account in a durability model. Consequently there is a limitation of the technical solutions which could be an obstacle to the innovation. One way to improve this aspect consists of providing durability models taking into account all the main parameters to optimize. Moreover the particularities of the new materials and new manufacturing processes often lead to concrete with higher performances than the ones describe in the standards. Generally speaking there is a major interest for the "material/process" couples to make standard prescriptions based on more rigorous approaches in the phenomenon field.

In this context the recent work of CERIB and LMDC led to the development of a predictive durability model dealing with the combination between all the main mechanisms linked to the reinforcement corrosion [Mai-Nhu 2013]. The final goal is the development of a simple and reliable model considering all these mechanisms, from the penetration of the aggressive species to the onset of the reinforcement corrosion. The originality of the model lies in the realistic consideration of hydric temporary phenomenon allowing to assess precisely the time to reach the limit state.

2. GOALS OF THE MODEL

The reinforcement corrosion is a huge concern in the field of the durability of the reinforced concrete structures. Many works have been lead to establish predictive durability models considering the durability mechanisms linked to the corrosion in a more or less complex way. Combined with software able to calculate a reliability index in a probabilistic way, these models are considered as powerful tools to assess the durability of structures.

This assessment can be determined by the definition of a limit state for which the acceptable occurrence probability depends on the consequences. An analysis of several serviceability limit states (SLS) and ultimate limit state (ULS) has been expressed by reliability indexes in the ANR project APPLLET [Applet 2010]. Two serviceability limit state (SLS) and one ultimate limit state have been proposed for corrosion phenomenon which leads to esthetic problems, good working problems or mechanical problems during the length of the use of the structure (A, F, I respectively). We could define damages for :

- | | |
|---|---|
| <ul style="list-style-type: none"> ➤ à l'aspect (apparition des premières fissures dues aux produits de corrosion) ; ➤ à la cohésion du béton (fissuration excessive, éclatement du béton en parement si la chute n'induit pas de mise en danger) ; ➤ à la fonction de la structure (problème d'intégrité de la structure, effondrement par perte de section d'acier). | <ul style="list-style-type: none"> - <i>the appearance of the structure (first breaks due to the corrosion products);</i> - <i>the cohesion of the concrete (excessive breaks, splitting if the fall of pieces of concrete does not lead to danger for users);</i> - <i>the function of the structure (structural problems, collapse of the structure, loss of the structure integrity).</i> |
|---|---|

D'un point de vue fiabiliste, la probabilité d'occurrence prend la forme d'un produit de probabilités conditionnelles.

From a reliability point of view, the occurrence probability can be expressed by the multiplication of conditional probabilities.

$$P(ELS_A) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{critere d'aspect}) / (\text{depassivation})$$

$$P(ELS_S) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{critere fonctionnement}) / (\text{depassivation})$$

$$P(ELU_i) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{critere résistance}) / (\text{depassivation})$$

$$P(SLS_A) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{aspect criteria}) / (\text{depassivation})$$

$$P(SLS_S) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{serviceability criteria}) / (\text{depassivation})$$

$$P(ULS_i) = P(\text{depassivation}) \times P(\text{propagation} \rightarrow \text{strength criteria}) / (\text{depassivation})$$

Si l'on traduit cela en termes d'indice de fiabilité, il vient sous hypothèse d'indépendance :

With respect to the reliability indexes:

$$P(ELS_A) = \phi(-\beta_{ELS_A}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{A/D})$$

$$P(SLS_A) = \phi(-\beta_{SLS_A}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{A/D})$$

$$P(ELS_S) = \phi(-\beta_{ELS_S}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{F/D})$$

$$P(SLS_S) = \phi(-\beta_{SLS_S}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{F/D})$$

$$P(ELU_i) = \phi(-\beta_{ELU_i}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{I/D})$$

$$P(ULS_i) = \phi(-\beta_{ULS_i}) = \phi(-\beta_D) \times \phi(-\beta_{I/D})$$

Dans les trois cas apparaît l'indice de fiabilité β_D associé à la dépassection de l'armature. Cet indice est nécessairement inférieur à celui de l'ELS considéré puisque qu'il concerne une probabilité d'occurrence plus forte. La valeur limite de l'indice de fiabilité recommandé par les Eurocodes pour l'état limite de service est $\beta_{ELS} = 1,5$.

The reliability index β_D linked to the depassivation of the reinforcement appears in these three cases. This reliability index is obviously lower than the one for the considered SLS because of the higher occurrence probability of this event. In the Eurocodes, the recommended threshold value of this index for serviceability $\beta_{SLS} = 1.5$.

Les modèles de durabilité reposent également essentiellement sur la phase de pénétration des espèces agressives et sur les conditions de dépassection des armatures et ne font généralement pas apparaître l'initiation du processus de corrosion. Il est donc logique d'admettre que l'indice cible de dépassection β_D est inférieur à 1,5 pour ces modèles (par exemple, DURACRETE [Duracrete 2000] et Hyvert [Hyvert 2009] proposent respectivement 1,3 et 1) car la dépassection de l'acier n'entraîne pas immédiatement d'altérations structurales.

Most of the durability models lie in the phase of penetration of the aggressive species and in conditions of reinforcement depassivation without considering the real onset of the corrosion part. Considering a reliability index lower than 1.5 for the depassivation phase is so relevant for these models (for instance, DURACRETE [Duracrete 2000] and Hyvert [Hyvert 2009] respectively proposed 1.3 and 1 because the depassivation phase does not lead immediately to the structural deterioration).

L'indice de fiabilité proposé dans l'Eurocode 2 prend implicitement en compte les deux phases mais les modèles de durabilité actuels considèrent seulement la dépassection des armatures comme état limite. Considérer cette dépassection comme état limite pour une structure en béton armé serait toutefois très conservatif au regard de la durée d'utilisation réelle du projet. En effet, ce n'est pas parce que les conditions de dépassection sont présentes au voisinage d'une armature que celle-ci va avoir une vitesse de corrosion importante ; il faut également que le flux d'oxygène et la surface dépassectionnée soient significativement importants et que le taux de saturation soit suffisamment élevée pour permettre les réactions chimiques et les transferts de charges électriques.

In Eurocode 2, the reliability index takes implicitly into account the depassivation phase and the corrosion propagation phase but the recent durability models only consider the depassivation time as a limit state. But considering this depassivation as a limit state for a reinforced concrete structure would be very conservative towards the real serviceability length. Indeed, the corrosion rate depends not only of the depassivation conditions in the neighborhood of the reinforcement but also of the availability of the oxygen at the surface of the depassivated steel and a saturation degree high enough to enable the electrochemical reaction to occur.

Rappelons que la dépassement des armatures peut être attribuée majoritairement à une baisse du pH au voisinage de l'armature ou à une concentration en ions chlorure suffisamment importante pour détruire localement la couche de passivation. L'amorçage de la corrosion est ainsi conditionné par l'un de ces deux critères de dépassement et par la présence d'une quantité d'oxygène et d'eau suffisante au voisinage de l'armature. Faire porter un état limite sur la seule condition de première dépassement revient donc à ignorer les autres facteurs limitant de la corrosion, ce qui peut conduire à l'adoption d'enrobage excessifs. Une analyse objective du risque de corrosion se doit par conséquent de raisonner non pas seulement en termes de dépassement, mais en considérant la quantité de produit de corrosion. Définir un état limite basé sur un tel critère quantitatif permettrait non seulement de dimensionner au plus juste les enrobages d'une nouvelle structure en béton en prenant en compte l'ensemble des phénomènes mais également d'estimer la durée de vie résiduelle sur des structures anciennes ayant subi par exemple une opération de réhabilitation. Il permettrait également de distinguer de manière plus rigoureuse le cas des armatures passives et celui des armatures précontraintes.

C'est ce nouvel état limite que nous proposons d'exploiter dans la suite de ces travaux.

3. DESCRIPTION DU MODELE PHYSIQUE

Le modèle proposé doit permettre de considérer un état limite basé sur la quantité de produit de corrosion, c'est-à-dire sur l'intégrale temporelle de la vitesse de formation des produits de corrosion. Il est donc nécessaire, dans un premier temps, de connaître la vitesse de corrosion des armatures à chaque instant. Celle-ci peut être exprimée en fonction de la vitesse de réduction de l'oxygène à la surface de l'armature, de la porosité du matériau et du taux de saturation. Ces paramètres sont donc pris en compte dans la modélisation.

Nous considérons que l'initiation de la corrosion est conditionnée par la dépassement de de l'acier induit par l'un ou l'autre des deux critères suivants :

- la carbonatation du béton d'enrobage : ce phénomène conduit à une chute du pH qui peut passer de 13,5 à des valeurs inférieures à 9. Le pH de la solution interstitielle peut être estimé à tout moment en appliquant la condition d'électro-neutralité aux ions majoritaires suivants : Ca^{2+} , OH^- , H_3O^+ , Cl^- , et CO_3^{2-} .
- La présence d'une quantité seuil d'ions chlorure suffisamment élevée dans la solution interstitielle au voisinage de l'armature.

Remind that the depassivation part is mostly due to the decrease of the pH of the pore solution in the neighborhood of the reinforcements or an increase of the chloride content until reached a threshold value. So the onset of the corrosion depends on one of these two depassivation criteria and on the availability of the oxygen and water in an adequate quantity. Considering a limit state as the only first depassivation time would lead to ignore the other factors limiting the development of the corrosion and to an overestimation of the thickness of the cover concrete. Consequently, an objective analysis of the corrosion risk would consider both the depassivation phase and the quantity of the corrosion products. Defining a limit state based on such a quantitative criteria would allow optimizing the thickness of the cover concrete of a new concrete structure by taking into account all the main phenomenon and assessing the residual lifetime of old structures after for example an operation of reparation. It also would be easier and more rigorous to distinguish rebar embedded passively in the concrete from prestressed concrete.

This limit state is detailed in the following parts.

3. DESCRIPTION OF THE BASIS OF THE MODEL

The limit state criteria of the model should be based on the quantity of corrosion products, that is to say the temporal integration of the formation rate of corrosion products. It requires studying the corrosion rate of reinforcements in time. The corrosion rate can be defined according to the rate of oxygen reduction at the surface of the reinforcement, the porosity and the saturation degree of the concrete. These parameters are taking into account in the model.

We consider that the onset of corrosion is conditioned by the steel depassivation which occurs under one of the two following conditions:

- *Carbonation of cover concrete: this phenomenon leads to a decrease of pH from 13.5 to values lower than 9. The pH of the pore solution can be assessed by applying the condition of electro-neutrality and considering the majority ions: Ca^{2+} , OH^- , H_3O^+ , Cl^- and CO_3^{2-} .*
- *A threshold quantity of chlorides near to in the reinforcement.*

To study pH values of the pore solution at any time and everywhere in the concrete specimen it is necessary to describe the carbonation phenomenon and the chlorides penetration.

Exprimer le pH de la solution interstitielle à tout moment et en tout point d'une éprouvette en béton nécessite la description complète du processus de carbonatation et de pénétration des ions chlorure.

Les phénomènes de couplage « carbonatation / chlorures » sont également pris en compte (effet de la carbonatation des hydrates sur la capacité de fixation des chlorures, carbonatation des sels de Friedel et libération de chlorures libres...).

Enfin, les phénomènes de carbonatation, de pénétration des ions chlorure et de corrosion des armatures dépendent de la porosité et de l'état hydrique du matériau. Il est donc primordial de s'intéresser en premier lieu à cet aspect. Ces deux propriétés dépendent à la fois des conditions environnementales et des paramètres du matériau. Ils peuvent évoluer au cours de la durée d'exposition du matériau.

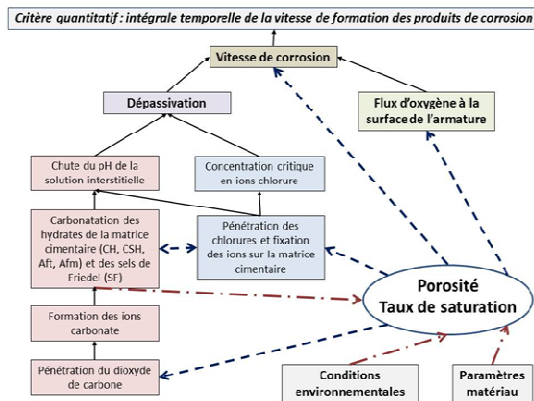


Fig. 1. Organisation du modèle

4. MODÉLISATION MULTIPHYSIQUE DES COUPLAGES ENTRE CARBONATATION, CHLORURES ET CORROSION EN CONTEXTE HYDRIQUE NON SATURÉ

4.1 La carbonatation

Nous considérons non seulement le transport du CO₂ gazeux mais également le transport des ions carbonate par convection avec le mouvement de la phase liquide. Le dioxyde de carbone est un des constituants de la phase gazeuse et son transport peut être décrit par l'équation de conservation molaire du CO₂ :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\phi(1 - S_r) \frac{p_{CO_2}}{RT} \right) = -\text{div} \overrightarrow{\omega}_{CO_2} + \dot{\mu}$$

Combined phenomenon « carbonation/chlorides » have also to be taken in to account (consequences of the carbonation of each hydrate on the binding capacity of chlorides, carbonation of Friedel salts and release of chlorides...).

Finally, carbonation phenomenon, chlorides penetration and corrosion of reinforcements depend of the porosity and the hydric state of the concrete. So first of all it is essential to study these aspects. These two properties depend on both environmental conditions and material parameters and can change during the exposure time.

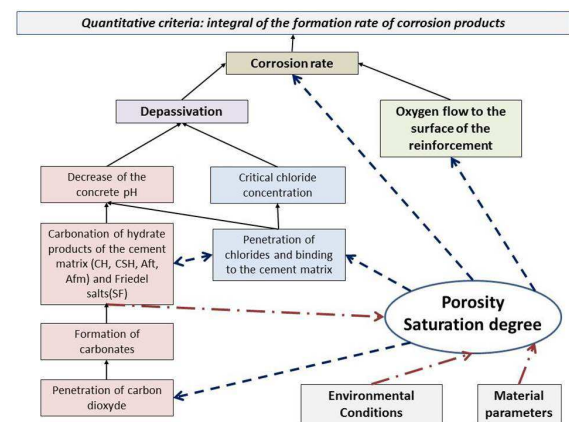


Fig. 1. Description of the model

4. MULTIPHYSIC SIMULATION OF COUPLED MECHANISMS: CARBONATION, CHLORIDES AND CORROSION IN UNSATURATED CONDITIONS

4.1 Carbonation phenomenon

We consider both the CO₂ (g) transport and the carbonate ions convection in water. Carbon dioxide is one of the constituents of the gaseous phase and its transport can be expressed by the mole balance equation for CO₂:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\phi(1 - S_r) \frac{p_{CO_2}}{RT} \right) = -\text{div} \overrightarrow{\omega}_{CO_2} + \dot{\mu}$$

Le flux molaire de CO₂ $\overrightarrow{\omega}_{CO_2}$ peut être décrit comme étant la somme du flux convectif $\overrightarrow{\omega}^c_{CO_2}$ dû à un gradient de pression et du flux diffusif $\overrightarrow{\omega}^d_{CO_2}$ dû à un gradient de concentration. Ici, nous considérons que $\overrightarrow{\omega}^c_{CO_2} = 0$ et nous considérons uniquement le flux diffusif massique du CO₂ donné par la loi de Fick :

$$\overrightarrow{\omega}^d_{CO_2} = \overrightarrow{\omega}_{CO_2} = -D \overrightarrow{grad} \frac{p_{CO_2}}{\rho_g}$$

où p_{CO_2} est la pression partielle de dioxyde de carbone et D est le coefficient de diffusion effectif du dioxyde de carbone dans le milieu poreux qui est donné par l'équation suivante :

$$D = R_d D_0$$

où D_0 est le coefficient de diffusion dans l'air. Le facteur R_d représente la résistance du milieu poreux à la diffusion du CO₂. Il dépend à la fois de la porosité et du degré de saturation et est donnée par l'équation suivante proposée par [Millington 1959] et ajustée par [Thiery et al. 2007] :

$$R_d(\phi, S_r) = \phi^{2,74} (1 - S_r)^{4,20}$$

Notons que de nombreux auteurs ont étudié l'influence de la carbonatation sur les propriétés physico-chimiques et microstructurales du béton. Thiery [Thiery 2006] évalue la diminution de porosité à environ 7 % pour le béton totalement carbonaté (résultats obtenus par porosimétrie au mercure sur béton de type C45/55). Ces résultats sont également observés par Hyvert [Hyvert 2009]. Thiery met l'accent sur l'influence prépondérante de la carbonatation des C-S-H concernant la diminution de la porosité accessible à l'eau observée après carbonatation d'un échantillon en béton.

Dans le cadre de nos travaux, l'influence du phénomène de carbonatation sur la porosité est modélisée par l'équation ci-dessous qui prend en compte la quantité de calcite formée par carbonatation de la portlandite, de l'ettringite et des monosulfoaluminates de calcium hydratés, la diminution du volume occupée par la portlandite avant carbonatation et la variation du volume molaire des C-S-H due à la carbonatation de cet hydrate.

$$\phi = \phi_{initiale} - \left(\begin{array}{l} Vm_{CaCO_3} ([CaCO_3] - ([CSH]_{ini} - [CSH])) \\ - Vm_{CH} ([CH]_{ini} - [CH]) \\ + \Delta Vm_{CSH} ([CSH]_{ini} - [CSH]) \end{array} \right)$$

En combinant toutes les précédentes équations nous obtenons finalement l'équation de conservation massique du CO₂ suivante :

The mole flow of CO₂ $\overrightarrow{\omega}_{CO_2}$ should be described as the addition of a convective flow $\overrightarrow{\omega}^c_{CO_2}$ due to the pressure gaseous gradient and a diffusive flow $\overrightarrow{\omega}^d_{CO_2}$ due to the concentration gradient. In our study we consider that the velocity of the gaseous phase is constant ($\overrightarrow{\omega}^c_{CO_2} = 0$) and we only consider the diffusive mass flow of CO₂ given by Fick's law:

$$\overrightarrow{\omega}^d_{CO_2} = \overrightarrow{\omega}_{CO_2} = -D \overrightarrow{grad} \frac{p_{CO_2}}{\rho_g}$$

where p_{CO_2} is the partial pressure of carbon dioxide and D is the effective diffusion coefficient of carbon dioxide in the porous media which is given by the following equation:

$$D = R_d D_0$$

where D_0 is the diffusion coefficient in the air. The factor R_d represents the resistance of the porous media to the CO₂ diffusion. It depends on both the porosity and the saturation degree and is given by the following equation proposed by (Millington 1959) and adjusted by (Thiery et al. 2007):

$$R_d(\phi, S_r) = \phi^{2,74} (1 - S_r)^{4,20}$$

Note that the consequence of carbonation phenomenon on physical, chemical or microstructural properties of concrete have been studied by a lot of authors. Thiery [Thiery 2006] evaluated the decrease of porosity by 7 % in cas of fully-carbonated concrete (results obtained on C45/55 concretes). These results are also observed by Hyvert [Hyvert 2009]. Thiery highlighted the essential influence of C-S-H carbonation on the decrease of the porosity observed after carbonation.

In the present work the influence of the carbonation phenomenon on the porosity is modeled by the equation hereafter which takes the quantity of calcium carbonate formed by carbonation of portlandite, ettringite and AFm, the decrease of the volume of portlandite before carbonation occurs and the variation of mole volume of C-S-H due to carbonation.

$$\phi = \phi_{initiale} - \left(\begin{array}{l} Vm_{CaCO_3} ([CaCO_3] - ([CSH]_{ini} - [CSH])) \\ - Vm_{CH} ([CH]_{ini} - [CH]) \\ + \Delta Vm_{CSH} ([CSH]_{ini} - [CSH]) \end{array} \right)$$

By combining all the previous equations we finally obtain the following mass balance equation of CO₂:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\phi(1 - S_r) \frac{p_{CO_2}}{RT} \right) = -div \left(-D_0 R_d \overrightarrow{grad} \left(\frac{p_{CO_2}}{RT} \right) \right) - \frac{\partial CO_3^{2-}}{\partial t}$$

En fait, le dioxyde de carbone est soluble dans l'eau et réagit dans la solution porale pour former de l'acide carbonique, des ions bicarbonate puis carbonate CO_3^{2-} :

$$CO_3^{2-} = K \frac{P_{CO_2}}{P_{atm} RT}$$

où K est une constante qui dépend du pH et des constantes d'équilibre de l'acide carbonique, des ions bicarbonate et carbonate.

Le transport des ions carbonate peut être décrit par l'équation de conservation de masse suivante :

$$\frac{\partial CO_3^{2-}}{\partial t} \phi S_r = -div \left(\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}} \right) - \Omega$$

où Ω est un facteur qui tient compte de la réaction entre le calcium carbonatatable de chaque hydrate et les ions carbonate, ϕ est la porosité et S_r est le degré de saturation. Le flux de carbonate $\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}}$ peut être décrit comme la somme du flux diffusif et du flux convectif lorsque les carbonates pénètrent dans la porosité du matériau avec le mouvement de la phase liquide.

$$\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}} = -D_{CO_3^{2-}(S_r=1)} R_d \overrightarrow{grad} [CO_3^{2-}] + \overrightarrow{\Phi}_{water} CO_3^{2-}$$

où $D_{CO_3^{2-}}$ est le coefficient de diffusion des ions carbonate dans la phase liquide, R_d représente la résistance du milieu poreux à la diffusion du CO_2 qui dépend du degré de saturation, $\overrightarrow{\Phi}_{water}$ représente le mouvement de l'eau liquide dans la porosité.

Hyvert [Hyvert 2009] a mis en évidence la dépendance de la cinétique de carbonatation vis-à-vis de la pression de CO_2 , en fonction du type d'hydrate. Dans le présent modèle, la cinétique de formation du carbonate de calcium peut être exprimée comme une fonction de la concentration de carbonates.

$$\Omega = K_1 CO_3^{2-} (Ca_{(CH)} + Ca_{(AFt)} + Ca_{(AFm)} + Ca_{(SF)}) + K_1 (CO_3^{2-})^n Ca_{(C-S-H)}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\phi(1 - S_r) \frac{p_{CO_2}}{RT} \right) = -div \left(-D_0 R_d \overrightarrow{grad} \left(\frac{p_{CO_2}}{RT} \right) \right) - \frac{\partial CO_3^{2-}}{\partial t}$$

In fact, carbon dioxide is soluble in water and reacts in pore solution to form carbonic acid, bicarbonate ions and then carbonate ions CO_3^{2-} :

$$CO_3^{2-} = K \frac{P_{CO_2}}{P_{atm} RT}$$

where K is a constant which depends on the pH, the hydration equilibrium constants of carbonic acid, bicarbonate and carbonate ions.

The transport of carbonate ions is considered by its mass balance equation:

$$\frac{\partial CO_3^{2-}}{\partial t} \phi S_r = -div \left(\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}} \right) - \Omega$$

where Ω is a factor that takes into account the reaction between the calcium part of each hydrates and carbonate ions, ϕ is the porosity and S_r is the saturation degree. The carbonate flow $\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}}$ can be described as the addition of a diffusive part and a convective part when the chlorides penetrate into the concrete with the water movement.

$$\overrightarrow{\Phi}_{CO_3^{2-}} = -D_{CO_3^{2-}(S_r=1)} R_d \overrightarrow{grad} [CO_3^{2-}] + \overrightarrow{\Phi}_{water} CO_3^{2-}$$

where $D_{CO_3^{2-}}$ is the diffusion coefficient of carbonates in the liquid phase, R_d is the resistance of the porous media to the CO_2 diffusion which depends on the saturation degree, $\overrightarrow{\Phi}_{water}$ is the liquid water movement into the porosity.

Hyvert [Hyvert 2009] highlighted the dependency of the carbonation kinetics on the CO_2 pressure versus the hydrate type. In the present model the kinetic of the formation of the calcium carbonate can be expressed as a function of the concentration of carbonates.

$$\Omega = K_1 CO_3^{2-} (Ca_{(CH)} + Ca_{(AFt)} + Ca_{(AFm)} + Ca_{(SF)}) + K_1 (CO_3^{2-})^n Ca_{(C-S-H)}$$

où K_1 est un paramètre décrivant la cinétique de réaction, « n » est un coefficient prenant en compte la différence de cinétique de carbonatation entre les C-S-H et les autres hydrates, $Ca_{(x)}$ représente la quantité de calcium carbonatable encore disponible à chaque instant (provenant de CH, de C-S-H, de AFt et de AFm). En conséquence, une équation de conservation de masse est utilisée pour modéliser l'évolution de chaque hydrate.

4.2 La pénétration des ions chlorure

La diffusion des ions chlorure peut être décrite en utilisant une équation de conservation du type :

$$\frac{\partial Cl^-}{\partial t} \phi S_r = -\text{div}(\overrightarrow{\Phi}_{Cl^-}) - \alpha$$

où α est un facteur qui tient compte de la fixation physique des ions chlorure dans les C-S-H et de la réaction chimique des ions chlorure les AFm pour former des sels de Friedel. Ce terme fait intervenir la cinétique de fixation contrôlée par la théorie de la double couche et l'isotherme de Langmuir [Deby 2007]. La fixation chimique est considérée comme réversible car la carbonatation des sels de Friedel pourraient conduire à relâcher les chlorures fixés chimiquement. L'état de carbonatation des C-S-H et des AFm est également pris en compte dans la modélisation proposée : la capacité de fixation des chlorures par ces hydrates est en effet fortement impactée lorsqu'ils sont carbonatés [Wang 2012]. Le flux de chlorures peut être décrit de la même manière que le flux des carbonates.

4.3 Conditions hydriques variables

Le degré de saturation en eau liquide et le transport d'humidité dans le béton jouent un rôle fondamental dans les mécanismes de carbonatation et de transport des ions chlorure. Le transport de l'eau liquide et de vapeur d'eau doit être pris en compte lorsqu'on souhaite modéliser ces phénomènes dans des conditions hydriques cycliques. Les transports d'eau peuvent être décrits en utilisant l'équation de conservation proposée par [Ranaivomanana 2010].

$$\left[\rho_l \phi \frac{\partial f}{\partial h} + \frac{\rho_{vsat} M_v}{RT} \phi \left(1 - f(h) - h \frac{\partial f}{\partial h} \right) \right] \frac{\partial h}{\partial t} \\ = \text{div} \left(\left[\rho_l^2 \frac{K_l}{\eta_l} k_{rl} \frac{RT}{M_v h} + \frac{M_v}{RT} R_d D_0 \frac{1}{\rho_{vsat}} \right] \overrightarrow{\text{grad}h} \right) \\ + Q \\ \overrightarrow{\Phi}_{water}$$

Q désigne un terme de source d'eau correspondant à la déshydratation des hydrates AFm, AFt et de la portlandite. « f » est l'équation de la courbe de rétention d'eau du béton, K_l sa perméabilité à l'eau, k_{rl} la perméabilité relative.

where K_1 is a kinetic parameter, “ n ” is the coefficient accounting for the difference of the carbonation kinetics between C-S-H and other hydrates. $Ca_{(x)}$ stands for the remaining calcium in each hydrate (CH, C-S-H, AFt and AFm). As a consequence a mass balance equation is added to follow each hydrate amount.

4.2 Chlorides penetration

The chloride diffusion can be described by its mass balance equation:

$$\frac{\partial Cl^-}{\partial t} \phi S_r = -\text{div}(\overrightarrow{\Phi}_{Cl^-}) - \alpha$$

where α is a factor that takes into account both the physical fixation of chlorides in the C-S-H and the chemical fixation of chlorides to AFm hydrates to form Friedel salts. It corresponds to a fixation kinetic controlled by the double layer theory and the Langmuir isotherm [Deby 2007]. The chemical fixation is considered as reversible in case of carbonation of Friedel salts. The carbonation state of C-S-H and AFm hydrates is also taken into account: the chloride binding capacity is strongly reduced when carbonation occurred [Wang 2012]. The chloride flow can be described as the carbonate flow.

4.3 Variable hydric conditions

The saturation degree of the concrete and the moisture flow play an important role in the carbonation mechanism and the chlorides transport. Both the water in the liquid form and the water in the vapor form have to be taken into account when modelling the moisture transport. The water movements are described by using the mass balance equation of water proposed by [Ranaivomanana 2010].

$$\left[\rho_l \phi \frac{\partial f}{\partial h} + \frac{\rho_{vsat} M_v}{RT} \phi \left(1 - f(h) - h \frac{\partial f}{\partial h} \right) \right] \frac{\partial h}{\partial t} \\ = \text{div} \left(\left[\rho_l^2 \frac{K_l}{\eta_l} k_{rl} \frac{RT}{M_v h} + \frac{M_v}{RT} R_d D_0 \frac{1}{\rho_{vsat}} \right] \overrightarrow{\text{grad}h} \right) \\ + Q \\ \overrightarrow{\Phi}_{water}$$

Q is an additional source term of water corresponding to the dehydration of AFm, AFt and CH hydrates is taken into account, “ f ” is the equation of the curve representing the water retention, K_l represents the water permeability and k_{rl} the relative permeability.

4.4 La pénétration de l'oxygène

Le transport du dioxygène au sein du matériau poreux peut se faire sous forme liquide et gazeuse selon une équation classique de diffusion (loi de Fick). Nous considérerons ici la vitesse de diffusion sous forme liquide négligeable devant celle de l'oxygène sous forme gazeuse. Le coefficient de diffusion de l'oxygène dans le liant peut être approché par la loi de Papadakis [Papadakis 1991] citée par L'Hostis [L'Hostis 2010] :

$$D_{O_2/L} = K_{O_2} (1 - S_r)^{n_{O_2}}$$

où K_{O_2} et n_{O_2} sont des coefficients qui dépendent du rapport E/C du béton [L'Hostis 2010].

Nous considérons donc dans le cadre de ces travaux le transport d'oxygène sous forme gazeuse selon l'équation suivante :

$$\phi(1 - S_r) \frac{\partial [O_2]}{\partial t} = -\text{div} (D_{O_2/L} \overrightarrow{\text{grad}} [O_2]) - \frac{\partial W_{O_2}}{\partial x}$$

où $D_{O_2/L}$ représente le coefficient de diffusion de l'oxygène dans la liant.

En considérant que les réactions de corrosion ont lieu dans l'eau, et que la vitesse d'oxydation du fer est très grande devant la réaction cathodique, la vitesse de corrosion est pilotée par la réaction de vitesse de réduction de l'oxygène. La consommation de l'oxygène est décrite ici comme une condition à la limite, à l'interface béton/armature sous la forme d'un flux convectif, selon l'équation suivante :

$$\overrightarrow{\Phi}_{O_2} = H \cdot K_t \cdot \phi \cdot S_r \cdot S \cdot \frac{\partial [O_2]}{\partial x}$$

où S représente la surface de l'armature (m^2).

Cette équation est mise en œuvre sous la forme d'une condition à la limite de type Neuman, c'est-à-dire sous forme d'un flux imposé à l'interface acier-béton comme indiqué sur la figure 4.

En première approximation, dans le cadre d'une modélisation unidirectionnelle des flux, la réduction est supposée uniforme sur toute la surface de l'armature. Le flux d'oxygène consommé au voisinage de l'armature permet ensuite d'estimer la vitesse de réduction de l'oxygène selon l'équation suivante :

$$v_{red} = k \cdot \phi \cdot S_r \cdot W_{O_2}$$

où W_{O_2} est le flux d'oxygène consommé par la réaction de réduction à la surface de l'armature, k est une constante cinétique ($m \cdot s^{-1}$), ϕ est la porosité du béton et S_r le degré de saturation.

4.4 Oxygen penetration

Transport of oxygen through the porous media can be studied in both the liquid form and the gaseous form according to a classic diffusion equation (Fick law). We only consider in this paper the diffusion rate in the gaseous form, much faster. The diffusion coefficient of oxygen in the binder can be described by Papadakis law [Papadakis 1991], quoted by L'Hostis [L'Hostis 2010]:

$$D_{O_2/L} = K_{O_2} (1 - S_r)^{n_{O_2}}$$

where k_{O_2} and n_{O_2} are coefficients depending on the $\frac{W}{C}$ ratio [L'Hostis 2010].

We consider in this study the transport of oxygen in the gaseous form according the following equation:

$$\phi(1 - S_r) \frac{\partial [O_2]}{\partial t} = -\text{div} (D_{O_2/L} \overrightarrow{\text{grad}} [O_2]) - \frac{\partial W_{O_2}}{\partial x}$$

We consider that the corrosion reaction are taking in place in water and the oxydation rate of steel is much faster than the cathodic reaction. The corrosion rate is so governed by the reaction of oxygen reduction. The oxygen consumption is described as a boundary condition, at the interface between concrete and reinforcement, and as a convective flux, according the following equation:

$$\overrightarrow{\Phi}_{O_2} = H \cdot K_t \cdot \phi \cdot S_r \cdot S \cdot \frac{\partial [O_2]}{\partial x}$$

where S is the area of the reinforcement (m^2).

This equation is used as a boundary Neuman condition, that is to say as an imposed flow at the steel/concrete interface, as shown in figure 4. In case of unidirectional simulation of flows, the reduction of oxygen is supposed to be uniform on the entire surface of the reinforcement. The oxygen flow consumed at the neighborhood of the reinforcement allows assessing the rate of reduction of oxygen according the following equation:

$$v_{red} = k \cdot \phi \cdot S_r \cdot W_{O_2}$$

where W_{O_2} is the oxygen flow consumed by the reaction of reduction at the surface of the reinforcement, k is a kinetic constant ($m \cdot s^{-1}$), ϕ is the porosity and S_r is the saturation degree.

4.5 Le phénomène de corrosion

En considérant que les réactions de corrosion ont lieu en présence d'eau, et que la vitesse d'oxydation du fer est grande devant la réaction cathodique, il apparaît que la vitesse de corrosion est essentiellement pilotée par la vitesse de réduction de l'oxygène. La vitesse de corrosion est modélisée par l'équation proposée par Huet et Chitty (Huet et al. 2007, Chitty et al. 2006) pondérée par une fonction H permettant d'assurer la cohérence de cette vitesse avec l'environnement chemo-physique:

$$V_{corr} = H \frac{4 M(Fe)}{3 \rho(Fe)} V_{red}$$

où V_{red} est la vitesse de réduction de l'oxygène et « H » tient compte de la probabilité de dépassivation consécutive au phénomène de carbonatation (baisse du pH de 13,5 à 9) ou à l'action des ions chlorure (augmentation de la quantité de chlorures libres à la surface de l'armature de 45 mol.m⁻³ to 650 mol.m⁻³) [Angst 2009]. Cette fonction est décrite ci-dessous.

4.6 Les conditions de dépassivation

La dépassivation des aciers peut être initiée lorsque le front de pénétration des chlorures a traversé le béton d'enrobage et atteint l'armature en quantité suffisante pour détruire la couche passive. Plusieurs critères peuvent être considérés :

- Un rapport $\frac{[Cl^-]}{[OH^-]}$ seuil.
- Une concentration seuil en ions chlorure totaux par rapport à la masse de ciment.
- Une concentration seuil en ions chlorure libres.

C'est ce dernier critère que nous allons retenir dans le cadre de ces travaux car il permet de considérer une valeur seuil indépendante de la nature du ciment et de ne pas prendre en compte le pH qui fera l'objet d'une deuxième condition de dépassivation. De plus, les chlorures libres sont ceux qui participent réellement au phénomène de corrosion. En revanche, un critère en chlorures totaux par rapport à la masse de ciment ne permet pas d'appréhender correctement les nouveaux bétons réalisés avec des additions de type pouzzolaniques.

Angst [Angst 2009] recense dans la littérature les valeurs critiques identifiées dans de nombreuses études (tableau 1.7). Il paraît difficile de ne retenir qu'une seule et unique concentration critique car cette valeur dépend de nombreux paramètres liés aux conditions environnementales et à la qualité du matériau.

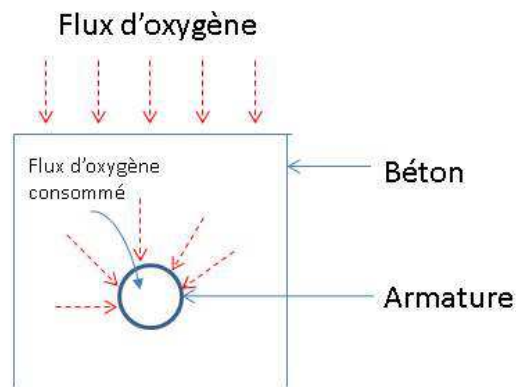


Fig. 2. Schéma de la consommation d'oxygène à l'interface acier/béton / *Diagram of oxygen consumption at the interface steel/concrete*

4.5 Corrosion phenomenon

We consider that the corrosion reaction are taking in place in the presence of water and the oxydation rate of steel is faster than the cathodic reaction. It appears that the corrosion rate is mainly governed by the reaction of oxygen reduction.

The corrosion rate modeling part is dealing with the equation proposed by [Huet et al. 2007, Chitty et al. 2008] and an additional "H" function taking into account the coherence of this rate with the chemical and physical environment:

$$V_{corr} = H \frac{4 M(Fe)}{3 \rho(Fe)} V_{red}$$

Where V_{red} is the rate of oxygen reduction and "H" takes into account the risk of fulfilling the dépassivation conditions due to either the carbonation (decrease of pH from 13.5 to 9) or the chlorides (increase of the critical free chlorides from 45 mol.m⁻³ to 650 mol.m⁻³ according to Angst) [Angst 2009]. This function is described hereafter.

4.6 Depassivation conditions

The dépassivation of steels can start when the depth of chlorides penetration reaches the reinforcement in a certain concentration to destroy the passive layer. Several criteria can be considered:

- A threshold $\frac{[Cl^-]}{[OH^-]}$ ratio.
- A threshold concentration of total chlorides with respect to the weight of cement.
- A threshold concentration of free chlorides.

Néanmoins les valeurs minimales identifiées par les différents auteurs varient de 45 mol.m⁻³ à 440 mol.m⁻³ de solution interstitielle, en fonction des conditions d'essai et de la qualité des matériaux étudiés. Ce sont ces valeurs que nous retiendrons comme critères de concentration critique au voisinage de l'armature. L'étendue des concentrations citées dans la littérature incite à appréhender la valeur seuil en utilisant une approche probabiliste. Nous considérons une probabilité non nulle de dépassement à partir d'une concentration en chlorures libres au voisinage de l'armature de l'ordre de 45 mol.m⁻³. En revanche, nous considérons une probabilité de dépassement de 100 % lorsque les chlorures atteignent une concentration de 440 mol.m⁻³ au niveau de l'armature. Cette probabilité de dépassement peut s'exprimer via l'équation suivante.

$$H^{Cl^-} (\%) = 100. \exp\left(-\frac{(-[Cl^-] + [Cl^-]_{crit})^{n_2}}{[Cl^-]_{crit}}\right)$$

où $[Cl^-]_{crit}$ égale 440 mol.m⁻³ et n_2 est un coefficient de calage égal à 1,3. La probabilité de dépassement en fonction de la concentration en ions chlorure est représentée sur la figure 2.

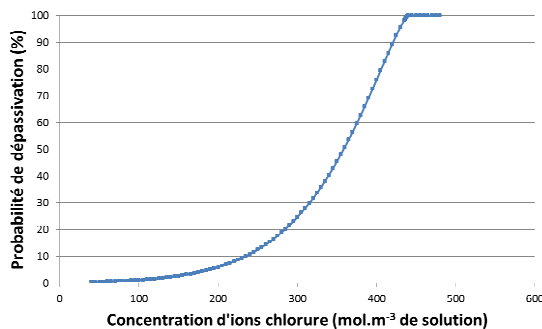


Fig. 3. Évolution de la probabilité de dépassement en fonction de la concentration en ions chlorure au voisinage des armatures/ Evolution of the probability of depassivation with respect to the concentration of chlorides in the neighborhood of the reinforcement.

Un autre critère repose sur la chute du pH de la solution interstitielle. Nous considérons dans la suite des applications une probabilité non nulle de dépassement pour des valeurs de pH situées entre 11 et 9, valeur seuil souvent considérée comme état limite.

$$H^{pH} (\%) = 100. \left(1 - \exp\left(-\frac{(-pH + pH_{eq})^{n_3}}{pH_{eq}}\right)\right)$$

où pH_{eq} égale à 11,4 et n_3 est un coefficient de calage égal à 5. La probabilité de dépassement en fonction de la valeur du pH de la solution interstitielle au voisinage de l'armature est représentée sur la figure 3.

The last one will be the used criteria in the present work because it allows considering an independent value with respect to the type of cement and not taking into account the pH value which will be considered in another criteria. Moreover free chlorides are the one which participate to the corrosion phenomenon. On the other hand, considering the total chlorides in relation to the weight of cement does not enable to take into account the potential of new concretes made with pouzzolanic additions.

Angst [Angst 2009] took an inventory of critical values identified in several studies. It seems complicated to consider only one critical concentration because this value depends on many parameters linked to environmental conditions and material qualities. Nevertheless minimum values identified by all the authors vary between 45 mol.m⁻³ and 440 mol.m⁻³ of pore solution depending on the test conditions and the quality of the material. These values will be used as limit values for the critical concentration at the vicinity of the reinforcements. The extended range of concentrations quoted in literature encourages considering a threshold value in a probabilistic way. We consider an increasing probability of depassivation from 0 to 100 % when the chlorides concentration varies between 45 mol.m⁻³ and 440 mol.m⁻³ of pore solution. On the other hand we consider a probability equals 100 % when chlorides reach a concentration equals 440 mol.m⁻³ near to the reinforcement. This probability of depassivation can be described by the following equation:

$$H^{Cl^-} (\%) = 100. \exp\left(-\frac{(-[Cl^-] + [Cl^-]_{crit})^{n_2}}{[Cl^-]_{crit}}\right)$$

where $[Cl^-]_{crit}$ equals 440 mol.m⁻³ and n_2 is a parametric coefficient equals 1.3. The depassivation probability according to the chlorides concentration is represented in figure 2.

Another criteria lies in the decrease of the pH of the pore solution. We consider in the following part of this study a certain probability of depassivation for pH values from 11 to 9 (this latter value is often considered as the limit state criteria for the depassivation due to carbonation).

$$H^{pH} (\%) = 100. \left(1 - \exp\left(-\frac{(-pH + pH_{eq})^{n_3}}{pH_{eq}}\right)\right)$$

where pH_{eq} is equal to 11.4 and n_3 is a calibrating coefficient equals 5. The probability of depassivation with respect to the pH of the pore solution is represented in figure 3.

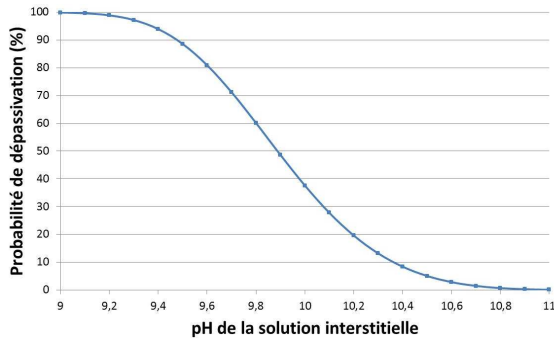


Fig. 4. Évolution de la probabilité de dépassement en fonction du pH

La dépassement des armatures est conditionnée par l'un de ces deux critères et peut être exprimée selon l'équation suivante :

$$H = \frac{\max(H^{pH}, H^{Cl^-})}{100}$$

5. EXEMPLE D'APPLICATIONS

La particularité de ces travaux et du modèle développé réside dans la prise en compte des principaux phénomènes associés à la durabilité des structures en béton soumises à un environnement agressif vis-à-vis des armatures, des phénomènes de transport des espèces agressives à la propagation de la corrosion. Nous avons pu définir trois états limite différents, classés selon les conséquences engendrées par l'atteinte de ces états limite (cf paragraphe 1 du présent article).

La figure 5 illustre les applications possibles avec le modèle développé et permet d'apprécier les gains de durabilité obtenus en optimisant le dimensionnement des enrobages et/ou le matériau. L'analyse du risque de corrosion est exprimée en termes de quantité de produit de corrosion. Ce critère quantitatif permet également de proposer différentes valeurs seuils qui pourraient dépendre de l'état limite que l'on considère. On pourrait distinguer trois états limites fondés sur des critères que l'on pourrait classer par ordre de « gravité ». Les travaux de Duprat et Vu [Duprat 2013] ont conduit à définir une quantité seuil de produits de corrosion formés égale à 12 mg.cm² d'acier à partir de laquelle on peut considérer un démarrage de la corrosion. Ce critère pourrait intervenir dans un premier niveau (premier ELS) car à partir d'une telle quantité de produits de corrosion, il existe une probabilité non nulle pour que ces produits de corrosion migrent en surface du béton et affecte l'esthétique de la structure. De la même manière on pourrait distinguer les trois états limites suivants :

- critère purement d'aspect : épaisseur corrodée correspondant à la formation d'une quantité seuil de produits de corrosion (par exemple une quantité de l'ordre de 12 mg.cm² indiquée par Duprat et al [Duprat 2013]) ;

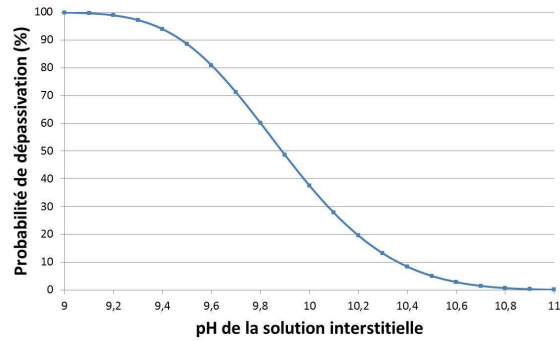


Fig. 4. Evolution of the probability of depassivation with respect to the pH

Depassivation of reinforcements is conditioned by one of the previous criteria and can be expressed according to the following equation:

$$H = \frac{\max(H^{pH}, H^{Cl^-})}{100}$$

5. EXAMPLE OF SOME APPLICATIONS

The particularity of these works and this developed model lies in the capacity of taking into account the main phenomenon linked to the durability of reinforced concrete structures subjected to several aggressive environmental conditions towards reinforcements, from transport of aggressive species to the propagation of the corrosion phenomenon. We can define three different limit state, classified according the seriousness of consequences.

The figure 5 highlights the possible applications with the developed model and allows assessing the advantage obtained by optimizing the design of cover concrete thickness and/or the material. The analysis of the corrosion risk is considered as a limit quantity of the corrosion products. According to the considered limit state, several threshold values could be proposed as quantitative criteria. Three limit states could be distinguished based on criteria which could be classified according to the gravity level. Duprat and Vu's works [Duprat 2013] led to define a threshold quantity of corrosion products equals 12 mg.cm² of steel as the onset of corrosion. This criteria could be considered as a first level (first SLS) because from a such quantity of corrosion products it exists a certain probability that these corrosion products migrate to the surface of the concrete and affect the aesthetic of the structure. In the same way we could distinguish these following three limit states:

- aesthetic criteria: thickness of corroded steel corresponding with the formation of a threshold quantity of corrosion products (for instance approximately 12 mg.cm² as found by Duprat et al [Duprat 2013]);

- critère de fonctionnement : X % de perte de section d'armature ;
- critère d'intégrité de la structure : Y % pourcent de perte de section d'armature ($Y > X$).

Les valeurs numériques de ces seuils pourront faire l'objet d'une étude approfondie. Il s'agit d'une thématique de perspective immédiate à ces travaux de thèse.

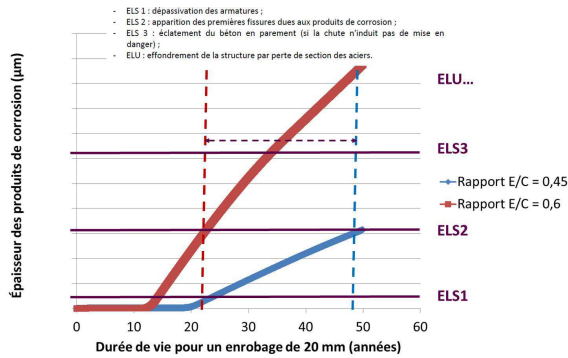


Fig. 5. Illustration des différents états-limites possibles, classés selon l'importance des conséquences engendrées

À chaque état limite, il pourrait être pertinent d'associer un indice de fiabilité différent, le critère de fonctionnement correspondant à l'ELS tel que défini dans l'Eurocode 2 et le critère d'intégrité correspondant à l'ELU.

6. CONCLUSIONS

Ces travaux ont permis d'aboutir à la mise au point d'un modèle de corrosion intégrant les principaux aspects liés à la durabilité des structures en béton soumises à des risques de corrosion des armatures (performances des matériaux en termes de propriétés de transferts, capacité de fixation des agents agressifs, conditions aux limites chimiques et hydrique,...). Ce modèle permet notamment de prendre en compte :

- le transport des espèces agressives en fonction du degré de saturation du béton ;
- la dépassivation des armatures due au phénomène de carbonatation, à l'action des ions chlorure ou au couplage des deux phénomènes ;
- et la formation des produits de corrosion.

L'approche met en avant également l'intérêt de distinguer pour une structure en béton différents états limites (aspect, fonctionnement, intégrité).

- *serviceability limit state criteria*: X % of loss of cross sectional area of the steel bar;

- *structural criteria*: Y % of loss of cross sectional area of the steel bar ($Y > X$).

The threshold values could be determined in a future study and it is an immediate follow-up of the work presented in this paper.

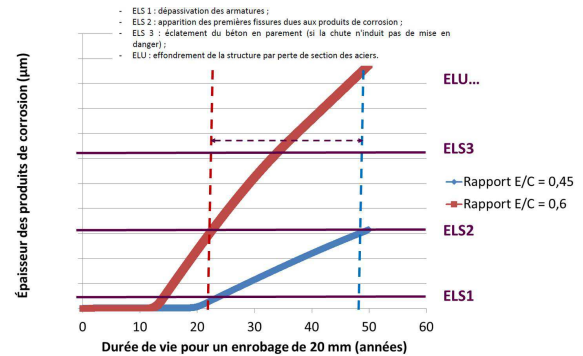


Fig. 5. Example of several limit states classified according the importance of consequences

It could be relevant to associate a reliability index to each limit state, the working criteria corresponding to the SLS criteria as defined in Eurocode 2 and the structural criteria corresponding to the ULS.

6. CONCLUSIONS

This work led to a corrosion model integrating the main aspects linked to the durability of reinforced concrete structures subjected to aggressive environments for reinforcements (performances of materials in terms transport properties, binding capacities of aggressive species, chemical and hydric boundaries conditions...) . This model takes into account:

- the transport of aggressiv species according to the saturation degree of the concrete;
- the depassivation of steel bars due to the carbonation phenomenon, the chloride action or the combination between these two phenomenon;
- and the formation of the corrosion products.

The approach also highlights the interest of distinguish different limit states for a concrete structure (aesthetic, good working, integrity).

En première application, ce modèle pourrait servir à dimensionner les enrobages d'une structure nouvelle, mais également permettre aux maîtres d'ouvrage d'anticiper les opérations de réhabilitation et de maintenance des structures anciennes en évaluant à tout moment la durée de vie résiduelle de la structure en béton armé et en positionnant l'état de la structure ou les risques de dégradation vis-à-vis de ces états limites.

Ce modèle numérique est en cours de développement pour lui associer un algorithme de calcul d'indice de fiabilité qui permettra d'appréhender la durée de vie des structures en béton dans un contexte probabiliste, en distinguant le cas des armatures passives et celui des armatures précontraintes.

First application would consist of designing the cover concrete of a new structure but also allowing the project client to anticipate the maintenance and rehabilitation operations of old structures by assessing the residual lifetime of the reinforced concrete structure and comparing the conditions of the structure with these limit states.

This numerical model is under development to combine software able to calculate a reliability index and allow assessing the lifetime of structures in a probabilistic way, taking into account both the case of rebar embedded passively in the concrete and the case of prestressed concrete

7. BIBLIOGRAPHIE / REFERENCES

- [Angst 2009] ANGST U, ELSENER B, LARSEN CK, VENNESLAND Y, « Critical chloride content in reinforced concrete - A review », Cement and Concrete Research, 39, 1122-1138. 2009.
- [Applet 2010] Projet ANR APPLLET, « Approche prédictive performantielle et probabiliste de la durabilité », Recommandations finales du GTF. 2010.
- [Chitty 2008] CHITTY WJ, DILLMAN P, L'HOSTIS V, MILLARD A « Use of ferrous archaeological artefacts as analogous systems and feedback tools for rebar embedded in concrete – an analytical corrosion modelling », Corrosion Science, Vol. 50, pp 3047-3055. 2008.
- [Deby 2008] DEBY F, « Approche probabiliste de la durabilité des bétons en environnement marin », thèse de doctorat de l'université de Toulouse. 2008.
- [Duprat 2013] DUPRAT F, VU NT, « A probabilistic threshold for the onset of carbonation-induced corrosion », European Journal of Environmental and Civil Engineering, 17:6, 478-495. 2013.
- [Duracrete 2000] DuraCrete : General Guidelines for Durability Design and Redesign. Research Project No. BE95-1347 : « Probabilistic Performance Based Durability Design of Concrete Structures », Document R 15 : 109. 2000.
- [Huet 2007] HUET B, L'HOSTIS V, SANTARINI G, FERON D, IDRISSE H, « Steel corrosion in concrete : determinist modeling of cathodic reaction as a function of water saturation degree », Corrosion Science, Vol. 49, pp 1918-1932. 2007.
- [Hyvert 2009] HYVERT N, « Application de l'approche probabiliste à la durabilité des produits préfabriqués en béton », thèse de doctorat de l'université de Toulouse en collaboration avec le CERIB. 2009.
- [L'Hostis 2010] L'HOSTIS V, MILLARD A, « Influence d'une fissure pré-existante sur le développement de la corrosion : Modélisation et approche expérimentale », Projet ANR APPLLET, livrable L2-4/1. 2010.
- [Mai-Nhu 2013] MAI-NHU J, Corrosion des armatures du béton : couplage carbonatation/chlorures en présence de cycles hydriques. Thèse de doctorat, collaboration CERIB/LMDC/LNEC. 2013.
- [Millington 1959] MILLINGTON R, « Gas diffusion in porous media », Science, vol. 130, 1959, pp 100-102. 1959.
- [Papadakis 1991] PAPANAKIS VG, VAYENAS CG, FARDIS MN, « Fundamental modelling and experimental investigation of concrete carbonation », ACI Materials Journal, vol.88, n°4, pp 363-373. 1991.
- [Ranaivomanana 2010] RANAIVOMANANA H, « Transferts dans les milieux poreux réactifs non saturés : application à la cicatrisation de fissure dans les matériaux cimentaires par carbonatation », thèse de doctorat, Université de Toulouse. 2010.
- [Thiery 2006] THIERY M « Modélisation de la carbonatation atmosphérique des matériaux Cimentaires », Thèse de doctorat, LCPC. 2006.
- [Thiery et al 2007] THIERY M, BAROGHEL BOUNY V, BOURNETON N, VILLAIN G, STEFANI C, « Modélisation du séchage des bétons, analyse des différents modes de transfert hydrique », Revue européenne de génie civil, volume 11, 5, 541-577.
- [Wang 2012] WANG X, « Modélisation du transport multi-espèces dans les matériaux cimentaires saturés ou non saturés et éventuellement carbonatés », thèse de doctorat préparée à l'université de Paris-Est. 2012.