

Évaluation de la vulnérabilité sismique d'un réservoir surélevé en béton armé due à la corrosion induite par la pénétration des ions chlorure

Nassima Miloudi¹, Karima Bouzelha¹, Hocine Hammoum¹, Younes Aoues², Ouali Amiri³

¹Department of civil engineering, MouloudMammeri University, 15000 TiziOuzou, Algeria.

²INSA Rouen Normandie, Laboratoire de Mécanique de Normandie (LMN), Rouen, France.

³Université de Nantes, Polytech Nantes, GeM UMR-CNRS 6183, Saint-Nazaire, France. younes.aoues@insa-rouen.fr

RESUME

Pour assurer les conditions convenables de pression dans les réseaux de distribution d'eau potable, les réservoirs en béton armé sont souvent réalisés sur les sommets de collines ou des monticules. C'est la raison pour laquelle, ces structures sont soumises à des actions climatiques extrêmement agressives. En Algérie, la plupart de ces réservoirs ont été construits à partir des années 1970, et plusieurs dégradations dues à la corrosion de leurs armatures ont été observées. Par ailleurs, l'action sismique provoque la fissuration des éléments de structure en béton armé, ce qui accélère la pénétration des ions chlorure et donc la corrosion des armatures, ce qui affecte la durée de **service** et la sécurité de ces structures. Dans le cadre de cette recherche, nous présentons une analyse fiabiliste en fonction du temps d'un réservoir surélevé soumis à la corrosion par piqûres induite par la pénétration des ions chlorure et à l'action sismique. Pour l'estimation de l'étendue de la corrosion des armatures dans les environnements contaminés par les chlorures, le modèle de Liu and Weyers est adopté. La probabilité de défaillance de l'ouvrage est évaluée à l'aide des simulations de Monte Carlo. Les courbes de fragilité du réservoir en fonction du temps sont réalisées pour plusieurs accélérations sismiques, et pour différents taux d'agressivité de la corrosion.

Mots-clés : réservoirs en béton armé, corrosion par piqûres, analyse fiabiliste, probabilité de défaillance, courbes de fragilité.

I. INTRODUCTION

Les réservoirs sont soumis à des conditions très rudes, à cause de leurs lieux d'implantation pouvant être des milieux atmosphériques d'agressivité extrême. Ces milieux environnants les exposent à un risque de corrosion nuisible. La corrosion induite par pénétration des ions chlorures est l'une des principales causes de la détérioration dans le temps des structures en béton armé (Nguyen, 2014). Cette corrosion par piqûres est localisée sur des petites surfaces et entraîne

une réduction substantielle de la section (Duprat, 2006) ; ce qui la rend dangereuse. Dans la durée de **service** d'une structure en béton armé, nous pouvons distinguer deux phases de dégradation par corrosion : une phase d'initiation de la corrosion et une autre de sa propagation. La durée de la phase d'initiation est déterminée par la vitesse de neutralisation du béton d'enrobage, ou la vitesse de pénétration des agents agressifs ; tels que les chlorures (Duprat, 2006). Lorsque la concentration en chlorures au niveau des barres d'aciers est suffisamment importante, la phase de propagation commence, puis l'acier se corrode, sa section diminue et peut causer la ruine de la structure (Stewart et al, 1998). Le diagramme de Tuuti résume les deux phases du mécanisme de corrosion (Duracrete, 2000). Pour prédire la durée de **service** des ouvrages, il est nécessaire d'évaluer la phase d'initiation (ou d'incubation) de la corrosion, qui définit le temps nécessaire pour que le premier lit des armatures soit dépassivé. La corrosion par pénétration des ions chlorures est initiée lorsque la concentration de chlorures atteint la concentration seuil provoquant la dépassivation des armatures (Aoues, 2008).

La prédiction du vieillissement des structures en béton soumises à la corrosion des armatures est une démarche complexe, non seulement parce que les phénomènes mécaniques et chimiques concernés sont complexes mais aussi en raison de leur caractère aléatoire (Duprat, 2006). Plusieurs types d'incertitudes affectent les propriétés physiques et chimiques des matériaux, ainsi que les paramètres environnementaux. La prise en compte de ces incertitudes dans l'analyse mécanique de ces structures est une condition indispensable pour l'évaluation de sa fiabilité. C'est avec cet objectif que les approches probabilistes sont développées depuis plusieurs décennies. Ces approches permettent, en effet d'étudier la fiabilité des composants du système et l'influence des des incertitudes des paramètres de conception sur les performances mécaniques (Duncan, 2000).

C'est dans ce contexte que s'inscrit ce travail de recherche qui a pour objectif une analyse fiabiliste dépendant du temps d'un réservoir surélevé en béton, en tenant compte de la variabilité intrinsèque de la corrosion par pénétration des ions chlorures. Le modèle de Housner (Hammoum et al, 2016) qui permet de faire une analyse hydrodynamique est utilisé pour une analyse sismique (modale spectrale) du réservoir surélevé. Pour l'évolution du taux de corrosion par piqûres dans les aciers sous contraintes de traction pour une bande unitaire, nous utilisons le modèle de Liu et Weyers (1998). Le temps d'initiation est défini par la relation de Duracrete (2000). Une analyse fiabiliste basée sur les simulations de Monte Carlo est présentée, où plusieurs paramètres du modèle mécanique sont modélisés par des variables aléatoires. Une application pratique, aux différentes zones sismiques définies par le Règlement Parasismique Algérien (RPA, 2003) est présentée.

II. MODELE MECANIQUE DU RESERVOIR SURELEVE

Dans cette section, nous présentons l'approche déterministe utilisée pour le développement d'un modèle mécanique permettant l'évaluation des contraintes de traction à la base du support, sous les charges sismiques, tenant compte de la corrosion par piqûres. Les sollicitations sismiques sont déterminées par le modèle de Housner qui décompose l'action du liquide dans le réservoir de stockage en une action passive provoquant des actions d'impulsion et une action active provoquant des actions d'oscillation (Davidovici et Haddadi, 1982). La modélisation de

l'ensemble du réservoir est représentée par son équivalent mécanique et son modèle mathématique (Miloudi *etal.*,2021).

Le support en fût est soumis à un effort normal vertical N (représentant le poids de la cuve pleine ainsi que le poids de la tour du support) et à un moment de flexion M, dû aux forces sismiques horizontales. Le fût est donc sollicité en flexion composée (M, N). Il se développe, sur la fibre extrême du fût, des contraintes normales de traction qui sont évaluées par la relation (1) :

$$\sigma = \frac{N}{\Omega} - \frac{M}{I} v \quad (1)$$

Où $v(m)$ désigne la distance de la fibre la plus tendue du fût par rapport à un axe passant par le centre de gravité du réservoir.

$\Omega(m^2)$ est l'aire du support de forme annulaire.

$I (m^4)$ représente, le moment d'inertie du support, par rapport à un axe passant par le centre de gravité du réservoir.

L'effort de traction (N) développé sur une bande unitaire du support, entièrement tendue est donné à l'état limite de service, en fonction de la contrainte normale de traction appliquée (MPa), comme suit :

$$T_s = \sigma_s \cdot (e_s \cdot 1) \quad (2)$$

Où $e_s(m)$ et désignent respectivement l'épaisseur de la paroi de la tour du réservoir

La section d'armatures nécessaire (mm^2) correspondant à l'effort de traction est donnée par :

$$A_{nec} \geq \frac{T_s}{\sigma_{st}} \quad (3)$$

Le Fascicule 74 (1998) préconise de limiter la contrainte admissible des armatures tendues à $\overline{\sigma}_{st}$ (MPa), en considérant les fissurations comme très préjudiciables, soit :

$$\overline{\sigma}_{st} = 0.8 \min \left\{ \frac{2}{3} f_e ; \max \left(\frac{f_e}{2} ; 90 \sqrt{\eta f_{tj}} \right) \right\} \quad (4)$$

Où :

f_e (MPa) désigne la limite élastique des aciers.

f_{tj} (MPa) désigne la résistance caractéristique à la traction du béton à j jours (pour $j=28$ jours). Elle est calculée en fonction de la résistance à la compression du béton f_{c28} comme suit :

$$f_{t28} = 0.6 + (0.06 f_{c28}) \quad (5)$$

La section d'armatures longitudinales $A_s(t)$ (mm) à l'instant t , dans une bande unitaire du support, est calculée en fonction de la section résiduelle $A_r(t)$ (mm) d'une barre et du nombre de barres dans la bande (n_b) :

$$A_s(t) = n_b A_r(t) \quad (6)$$

La section résiduelle de la barre $A_r(t)$ est donnée par le modèle proposé par Duprat (2006) comme suit :

$$A_r(t) = \begin{cases} \frac{\pi d_0^2}{4} - A_1 - A_2 & \text{si } p(t) \leq \frac{d_0}{\sqrt{2}} \\ A_1 - A_2 & \text{si } \frac{d_0}{\sqrt{2}} < p(t) \leq d_0 \\ 0 & \text{si } p(t) > d_0 \end{cases} \quad (7)$$

Où $p(t)$ désigne la profondeur de la piqure, définie par Val et al. (1997), comme suit :

$$p(t) = 0.0116 \alpha \int_{t_{ini}}^t i_{corr} dt \quad (8)$$

Où i_{corr} désigne le taux de corrosion ($\mu\text{A}/\text{cm}^2$)

Concernant l'évaluation du temps d'initiation à la corrosion t_{ini} , le modèle physique utilisé est obtenu à partir de la deuxième loi de diffusion de Fick (Miloudi *et al.*, 2021). Il est exprimé comme suit :

$$t_{ini} = \left(\frac{c^2}{4k_e k_t k_c D_0 (t_0)^n} \right) \left[\text{erf}^{-1} \left(1 - \frac{c_{cr}}{c_s} \right) \right]^{-2} \frac{1}{1-n} \quad (9)$$

Les différents paramètres de calcul de t_{ini} sont définis dans le tableau 1.

TABLEAU 1. Paramètres utilisés pour le modèle probabiliste de corrosion

Variable	Désignation des paramètres	Unités	Distribution	Moyenne	COV	Références
d_0	Diamètre initiale de la barre	mm	Déterministe	16	-	Hammoum et al., 2016
n_b	Nombre de barre dans la bande unitaire	barres	Déterministe	14	-	Hammoum et al., 2016
C	Dosage en ciment	kg/m ³	Déterministe	400	-	Duracrate, 2000
T	Temperature	Kelvin	Déterministe	25+273	-	-
R_{be}	Résistivité du béton	Ohm	Normale	1500	0.15	Duracrate, 2000 Liu and weyers, 1998
D_0	Coefficient de diffusion	m ² /an	Normale	3.10^{-11}	0.2	Duracrate, 2000
C_s	Concentration des ions chlorures à la surface des aciers	kg/m ³	Log-normale		0.138	Duracrate, 2000
C_{cr}	Concentration seuil des ions chlorure	kg/m ³	Normale	0.48	0.3125	Duracrate, 2000
c	Enrobage du béton	mm	Normale	40	0.25	Hammoum et al., 2016
k_e	Facteur prenant en compte les caractéristiques de l'environnement	-	Gamma	0.676	0.17	Duracrate, 2000
k_t	Facteur du type de test	-	Normale	0.832	0.03	Duracrate, 2000
k_c	Facteur prenant compte le temps de cure (28 jours)	-	Bêta	0.8	0.12	Bastidas et al 2015
t_0	Temps pour lequel D_0 a été mesuré	-	Déterministe	28/365		Duracrate, 2000
n	Facteur de vieillissement	-	Bêta	0.65	0.11	Duracrate, 2000
α	Facteur de piqûre tenant compte de la corrosion non uniforme des barres	-	Normale	5.65	0.22	Duracrate, 2000

III. ANALYSE FIABILISTE DU RESERVOIR SURELEVE

L'intégration du modèle déterministe présenté précédemment dans un cadre probabiliste approprié est nécessaire pour effectuer des évaluations probabilistes des performances du réservoir. En théorie de la fiabilité des structures, la défaillance est définie avec la forme générale d'une fonction d'état limite G (Soltanian et al., 2018), comme suit :

$$G(X) = R(X) - S(X) \quad (10)$$

R représente la résistance du matériau, S et la sollicitation induite par le chargement. X est le vecteur des variables aléatoires. La zone de défaillance est définie par $G(X) \leq 0$. La zone de sûreté est définie par $G(X) > 0$.

Dans cette étude, la fonction d'état limite s'écrit en fonction de l'effort de traction résistant $T_R(X)$ et de l'effort de traction sollicitant $T_s(X)$, comme suit :

$$G(X) = T_R(X) - T_s(X) \quad (11)$$

Où, l'effort de traction résistant et l'effort de traction sollicitant sont respectivement définis par les équations (12) et (13) :

$$T_R(X) = A_r(X)\bar{\sigma}_{st} \quad (12)$$

$$T_s(X) = A_{nec}(X)\bar{\sigma}_{st} \quad (13)$$

Par conséquent, la fonction d'état limite peut s'écrire sous la forme :

$$G(X) = [A_r(X) - A_{nec}(X)]\bar{\sigma}_{st} \quad (14)$$

Le principe de base de la conception structurelle est que la fonction d'état limite soit supérieure à zéro ($G > 0$). L'objectif principal de cette conception est de s'assurer que le critère de performance est valable pendant toute la durée de service du réservoir. La probabilité de défaillance est exprimée par :

$$P_f = \text{Prob}(G(X) \leq 0) = \text{Prob}(R \leq S) \quad (15)$$

Le calcul de la probabilité de défaillance P_f est mené avec les simulations de Monte Carlo classique. Pour fixer le nombre de tirages, nous avons procédé à un test de convergence, où le nombre de 10^6 simulations a été retenu.

Concernant les variables incertaines intervenant dans le modèle de corrosion ainsi que leurs lois de distribution, celles-ci sont tirées de la littérature. Ainsi, les paramètres du modèle mécanique sont donnés dans le tableau 1. Pour la résistance à la compression du béton f_{c28} une analyse statistique sur des échantillons de données a été réalisée et différentes lois ont été ajustées. Pour la suite de l'étude, la loi Log-normale est adoptée en se basant sur le test d'adéquation de Kolmogorov-Smirnov.

IV. APPLICATION PRATIQUE

Nous considérons un réservoir de stockage d'eau de capacité 200 m^3 , posé sur un support en tour. Les caractéristiques géométriques du réservoir sont illustrées dans le tableau 2.

TABLEAU 2. Caractéristiques géométriques du réservoir (Hammoum et al., 2016)

Paramètres	Valeurs	unités
Diamètre intérieur de la cuve du réservoir	8,20	m
Hauteur d'eau moyenne dans la cuve H_e	4,95	m
Hauteur du support du réservoir (fût)	14,50	m
Diamètre intérieur de la tour (fût)	5,00	m
Diamètre extérieur de la tour (fût)	5,40	m
Épaisseur de la tour (fût)	0,20	m

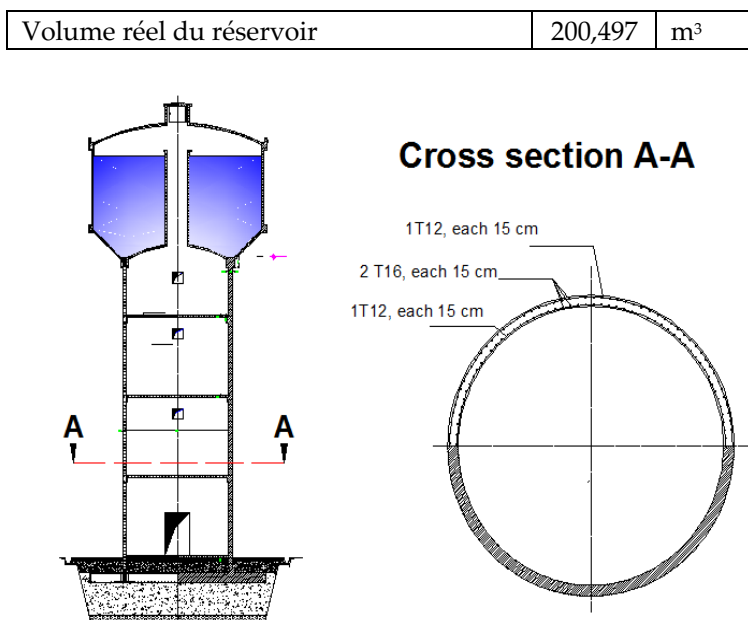


FIGURE 1. Le réservoir surélevé étudié avec le ferrailage du support

Pour étudier l'effet de la corrosion par piqûres sur la section des armatures, nous considérons que le réservoir est implanté dans une zone dite atmosphérique. Quatre environnements à différents taux d'agressivité, correspondant à différentes concentrations d'ions chlorures (C_s) sont considérés (tableau 3). Dans cette zone dite atmosphérique, le réservoir n'est pas exposé directement à l'eau de mer, mais les embruns transportés par le vent sont les principales sources de chlorures (Val et al, 1997).

TABLEAU 3. Valeurs moyennes des paramètres (C_s) en fonction de l'environnement

(Weyers, 1993)

Environnement	Description	C_s (kg/m ³)
1	Environnement à faible agressivité	1.80
2	Environnement à agressivité modérée	3.50
3	Environnement à haute agressivité	5.30
4	Environnement à agressivité extrême	7.40

Par ailleurs, pour estimer l'influence de l'intensité sismique sur la durabilité du réservoir, quatre zones sismiques définies par le RPA2003 sont étudiées (tableau 4).

TABLEAU 4. Valeurs moyennes des coefficients de zone sismique (RPA, 2003)

Zone sismique	Description	Coefficient de zone(A)
I	Zone de faible sismicité	0.12
IIa	Zone de moyenne sismicité	0.20
IIb	Zone de forte sismicité	0.25

III	Zone de très forte sismicité	0.30
-----	------------------------------	------

Pour évaluer l'influence de l'agressivité de l'environnement sur la probabilité de défaillance P_f de l'ouvrage, nous avons mené une analyse pour chaque milieu en considérant les différentes zones sismiques. Les résultats de la probabilité de défaillance en fonction du temps, sont consignés dans les figures (2 à 5). Nous constatons que les courbes suivent la même allure avec le temps, la probabilité de défaillance augmente avec l'agressivité du milieu et l'intensité de l'action sismique. Cette évolution est plus prononcée durant les cinq premières années avant de suivre une évolution modérée ; ce phénomène est d'autant plus visible dans le milieu d'agressivité extrême ; ceci peut être expliqué par l'augmentation des concentrations de chlorures qui implique des vitesses de corrosion plus élevées ainsi qu'une propagation plus rapide des ions chlorures. Le Tableau 5 donne les probabilités admissibles respectivement pour une durée de référence de service d'un an et pour une durée de référence de service de 50 ans. Ces probabilités seuils sont recommandées par la norme de l'Eurocode (NF EN 1990) pour les états limites de service (ELS) des structures Génie Civil.

Les figures 2 à 5 montrent qu'à l'instant $t = 0$, quel que soit l'agressivité du milieu et la zone sismique d'implantation de l'ouvrage, la probabilité de défaillance admissible pour une durée de référence d'un an ($P_f^{adm,1}$) n'est pas atteinte. La figure 2 montre que pour le milieu d'agressivité faible, la probabilité de défaillance admissible pour une durée de référence de 50 ans ($P_f^{adm,50}$), n'est pas dépassée pour toutes les zones sismiques. Toutefois, pour un environnement d'agressivité modérée, le seuil est atteint en zone III de forte sismicité. Pour un environnement de forte agressivité, le seuil est atteint pour les zones IIa, IIb et III. Cependant pour le milieu d'extrême agressivité, la probabilité de défaillance dépasse la probabilité admissible quel que soit la zone sismique.

L'évolution de P_f semble cohérente car, à mesure que l'agressivité augmente, le phénomène de corrosion accélère la perte de section des barres conduisant à la perte de résistance. Cela induit à une fragilité à l'action sismique, c'est ce qui est mis en évidence dans la figure 5, où la probabilité de défaillance admissible est largement atteinte avant l'âge de 50 ans pour les zones IIa, IIb et III. Ces résultats montrent la nécessité de la prise en compte de l'incertitude des paramètres du modèle mécanique lors de la vérification de la durée fonctionnelle des réservoirs surélevés en béton armé.

TABLEAU 5. Indice de fiabilité β et P_f admissible correspondant (Eurocode NF EN 1990)

Etat limite	Indice de fiabilité			
	1 an		50 ans	
	β	$P_f^{adm,1}$	β	$P_f^{adm,50}$
Aptitude au service	2.9	0.0019	1.5	0.0668

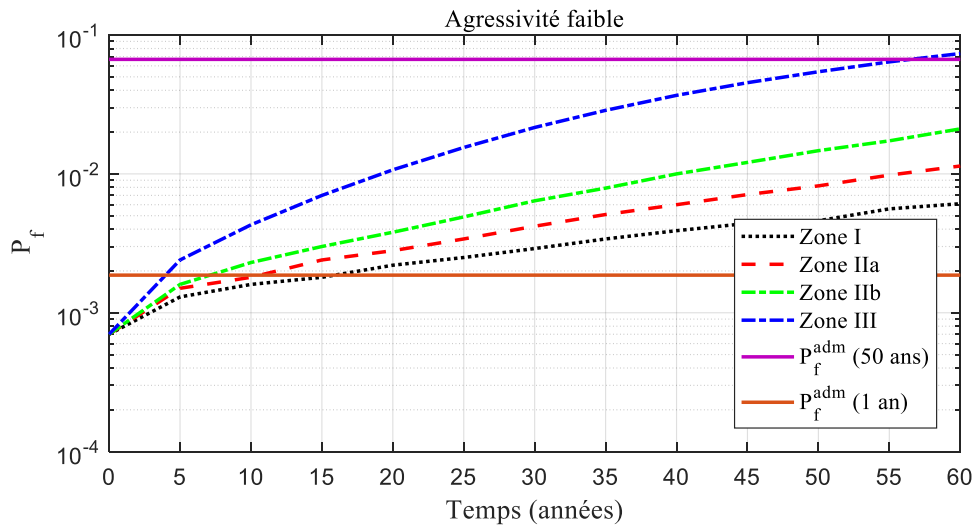


FIGURE 2. La probabilité de défaillance en fonction du temps, pour un environnement de faible agressivité

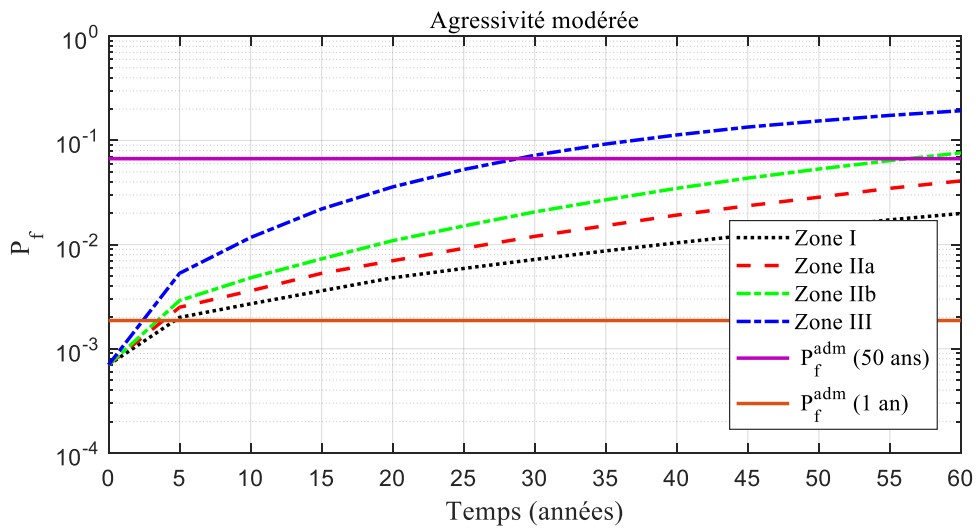


FIGURE 3. La probabilité de défaillance en fonction du temps, pour un environnement d'agressivité modérée

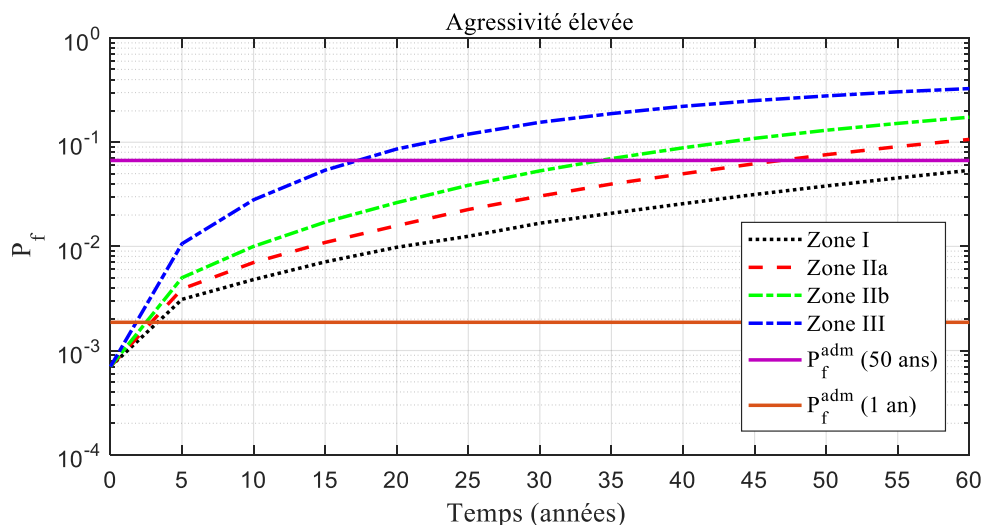
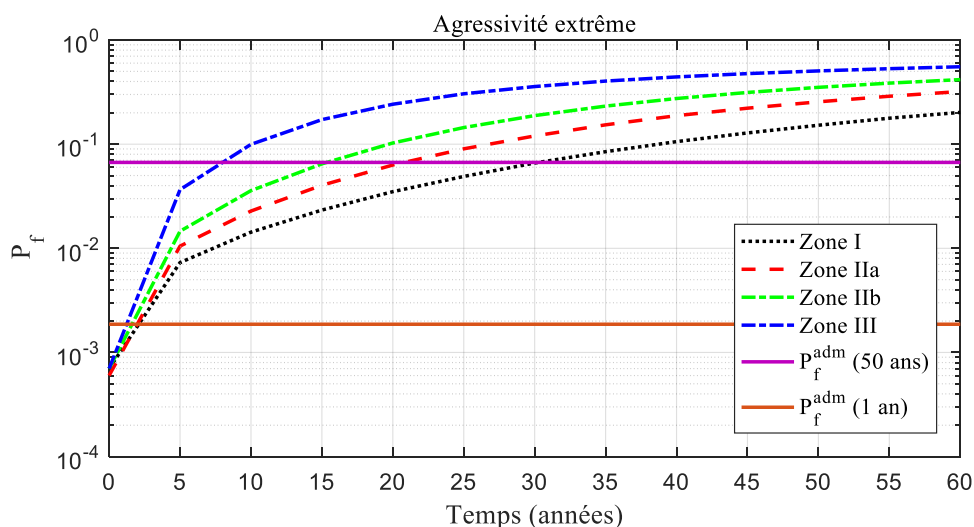


FIGURE4. La probabilité de défaillance en fonction du temps, pour un environnement d’agressivité élevée



FIGURES5. La probabilité de défaillance en fonction du temps, pour un environnement d’extrême agressivité

Pour mettre en évidence l’influence de l’accélération sismique sur la probabilité de défaillance, la figure 6 présente une courbe de fragilité pour les différents environnements d’agressivité de corrosion. Nous constatons que la probabilité de défaillance augmente avec l’intensité de l’accélération sismique (dépendant de la zone sismique) pour un même environnement, cette augmentation est plus prononcée pour un environnement d’extrême agressivité. En effet, pour une même zone sismique, la probabilité de défaillance augmente avec l’agressivité de la corrosion du milieu environnant.

Nous constatons que le réservoir placé dans un environnement d'agressivité extrême, la probabilité de défaillance est toujours supérieure à la probabilité admissible pour une durée de référence de 50 ans ($P_f^{adm,50}$) quel que soit la zone sismique considérée.

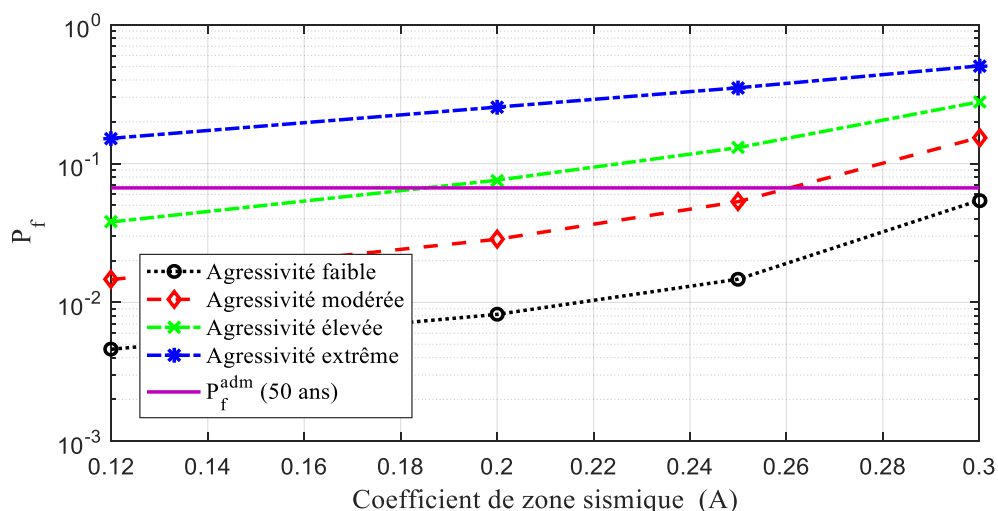


FIGURE 6. Courbe de fragilité à l'âge de 50ans

V. CONCLUSION

Les résultats de cette étude permettent de conclure que l'estimation de la probabilité de défaillance en considérant les paramètres aléatoires du modèle mécanique et le modèle de corrosion, permet de mieux analyser l'évolution de la fiabilité en tenant compte de la corrosion des aciers. Nous déduisons que la fiabilité est une approche importante dans la conception, la maintenance et l'évaluation de la vulnérabilité des structures hydrauliques. A travers notre étude, nous avons montré que l'évolution de la corrosion par piqûres des aciers est affectée par l'agressivité du milieu et aggravée par l'intensité de la zone sismique. Le modèle mécanique mis au point couplé avec le modèle de corrosion et le modèle fiabiliste permettent de prédire la durée de service d'un réservoir vis-à-vis de la pathologie de corrosion des aciers en zone sismique, à travers l'évaluation des probabilités de défaillance.

Les méthodes déterministes, telles que décrites par les règlements, destinés aux ingénieurs sont nécessaires et bien élaborées. Cependant, elles restent de nos jours insuffisantes. De ce fait, il est recommandé d'intégrer les critères environnementaux dans les codes de conception comme sources d'incertitude et d'agression dans la définition des classes d'exposition des ouvrages avec leurs variabilités, afin de concevoir des ouvrages plus durables dans les environnements agressifs.

REFERENCES

P.T. Nguyen, E. Bastidas-Arteaga, O. Amiri & C.P. El Soueidy. (2017). An Efficient Chloride Ingress Model for Long-Term Lifetime Assessment of Reinforced Concrete Structures Under Realistic Climate and Exposure Conditions. *International Journal of Concrete Structures and Materials*. 11: 185. <https://doi.org/10.1007/s40069-017-0185-8>.

F. Duprat. (2006). Reliability of RC beams under chloride-ingress. *Construction and Building Materials*. 49(4), 1605-1616. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2006.08.002>.

M.G. Stewart & D.V. Rosowsky. (1998). Time-dependent reliability of deteriorating reinforced concrete bridge decks. *Structural Safety*, 20, 91-109. [https://doi.org/10.1016/S0167-4730\(97\)00021-0](https://doi.org/10.1016/S0167-4730(97)00021-0).

Duracrete. (2000). Statistical quantification of the variables in the limit state functions. contract BRPRCT95-0132, Project BE95-1347 n° Report No BE95-1347/R7, The European union, BriteEuRam III.

Y. Aoues. (2008). Optimisation fiabiliste de la conception et de la maintenance des structures. Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal-Clermont II, France.

J.M. Duncan. (2000). Factors of safety and reliability in geotechnical engineering. *J Geotech GeoenvironEng*, 126(4), 307–316. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2000\)126:4\(307\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2000)126:4(307)).

H. Hammoum, K. Bouzelha& N.E. Hannachi. (2016). Étude au séisme d'un réservoir surélévée en béton armé. *Annales du BTP*, N° 2, Editions ESKA, Paris.

Y. Liu & R.E. Weyers. (1998). Modeling the time to corrosion cracking in chloride contaminated reinforced concrete structures. *ACI Materials Journal*, 95(6), 675-680. <https://doi.org/10.14359/410>.

Règlement parasismique algérien. (1999 corrigés en 2003). Document technique réglementaire DTR BC 2 48, Centre National de Recherche Appliquée en Génie Parasismique, Ministre de l'Habitat.

N. Miloudi, K. Bouzelha, H. Hammoum, Y. Aoues & O. Amiri. (2021). Temporal analysis of the performance of an elevated concrete tank considering the corrosion of the steel reinforcement. *Frattura ed IntegritàStrutturale* ,56 (2021) 94-114. <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.56.08>.

Fascicule 74 texte officiel (1998). Construction des réservoirs en béton-Cahier des clauses techniques générales. *Ministère de l'équipement des transports et du logement*. Paris, France.

D.V. Val & R.E. Melchers. (1997). Reliability of deteriorating RC slab bridges. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 123(12), 1638 – 1644. [doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1997\)123:12\(1638\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1997)123:12(1638)).

H. Soltanian, A. Firouzi&S. Mohammadzadeh. (2018). Time dependent reliability analysis of railway sleepers subjected to corrosion. *Structural Concrete*, 19, 1409–1418. <https://doi.org/10.1002/suco.201800112>.

Eurocodes structuraux. (2003). Bases de calcul des structures, norme européenne, ISSN 0335-3931, ICS : 91.010.30 ; 91.080.01, NF EN 1990.