



Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home : <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E- ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

Etude d'optimisation de la coalescence de cavité dans un Copolymère (PBT/PTMO).

Open
Access

Abdel-Nour. ZAIM^{*1}, A. MILOUDI², A. AISSA³, B. BOUCHOUICHA⁴, B. OULD CHIKH¹.

¹LSTE, Laboratoire des sciences et technologie de l'eau, Département de génie mécanique, Université de Mustapha Stambouli, BP 305 Route de Mamounia Mascara, Algérie.

²LMSR, Laboratoire de Matériaux et systèmes réactifs, Département de génie mécanique, Université de Sidi Bel Abbès, BP89, cité Ben M'hidi, Sidi Bel Abbès, Algérie.

³Laboratoire de Physique Quantique de la Matière et Modélisation Mathématique (LPQ3M), University of Mascara, Algeria

⁴LMSR, Département de génie mécanique, Université de Sidi Bel Abbès, BP89, cité Ben M'hidi, Sidi Bel Abbès, Algérie.

RESUME

Article history:

Received 25 October 2020.

Received in revised form 10 November 2020.

Accepted 05 July 2021

Keys word: copolymère; taux de triaxialité de contraintes; cavitation; optimisation.

La croissance des cavités dépend de plusieurs facteurs intrinsèques ou extrinsèques tels que les propriétés mécaniques, le type de charge, la géométrie de l'éprouvette et la mise en œuvre du matériau. Cette dépendance rend complexe la modélisation du phénomène de la croissance des cavités. Ce travail présente les résultats obtenus par la méthodologie des plans d'expériences sur l'analyse de la contrainte équivalente maximale au point de la coalescence d'une cavité sphérique dans un mélange d'élastomère (PBT / PTMO), le but de ce travail est d'étudier l'influence de la fraction volumique de la cavité (f_0), le taux de la triaxialité des contraintes et le coefficient de durcissement de la matrice (n) sur la contrainte équivalente maximale (σ_{eq}) au point de la coalescence de la cavité. La contrainte équivalente maximale en fonction des trois facteurs (f_0 , T , et n) ont été déterminés par une modélisation numérique à partir d'un modèle axisymétrique contenant une cavité sphérique soumise à un chargement triaxial. L'utilisation de la méthodologie des plans d'expériences nous a permis d'identifier l'influence de certains paramètres comme l'écoulement du matériau, le rapport dimensionnel de l'élément de volume représentatif, le taux de triaxialité des contraintes et le coefficient de durcissement sur la contrainte équivalente maximale au point de coalescence de la cavité. Il a ainsi été montré que les paramètres les plus influents sont dans l'ordre (T , f_0 et n). Cette technique a permis de trouver également les combinaisons des différents facteurs pour une contrainte équivalente maximale faible.

Copyright © 2021 - All rights reserved

1. Introduction

Le mécanisme de cavitation dans les polymères influence leur comportement mécanique, il permet notamment au développement de l'écoulement plastique par croissance de cavité. Le phénomène de cavitation participe aussi à l'augmentation de la dissipation en sommet de fissure. De plus, la cavitation provoque une variation de volume induite par la présence de cavités en modifiant la répartition des contraintes en sommet de fissure et peut ainsi améliorer la ténacité par effet d'écran. La modélisation de la croissance des cavités des matériaux solides ductiles a donné lieu à des méthodes prédictives publiées par (Needleman and Tvergaard, 1987; Bethmont et al., 1990; Ruggieri et al., 1996), pour détecter la propagation des fissures. Le modèle proposé par Gurson (1977), développé par Tvergaard (1982) et améliorés ainsi que par Needleman et Tvergaard (1984), a été utilisé pour déterminer la contrainte maximale au point de la coalescence de la cavité. Il existe également d'autres investigations traitant la nucléation des cavités (Pineau, 1992). De nombreux problèmes de la rupture ductile des structures non fissurées se produisent à une faible triaxialité de contrainte, dans ce cas ces modèles

* Corresponding author. E-mail address: a.aisa@univ-mascara.dz

ne prédit pas de manière fiable la propagation de la fissure à une triaxialité élevée. Afin de reproduire quantitativement des courbes expérimentales, les paramètres du modèle doivent être identifiés par rapport aux données expérimentales prises dans des conditions de triaxialité à contrainte élevée (Gao et al, 1998).

La détermination de la contrainte maximale est limitée par des conditions non expérimentales comme la triaxialité et le durcissement (zaim et al. 2018). Les critères utilisés pour déterminer la coalescence des cavités sont limités à une plage restreinte de conditions qui ne sont pas facilement mesurées expérimentalement. En particulier, la dépendance significative de la triaxialité à la condition de coalescence n'est pas saisie par les modèles actuels. La coalescence d'une cavité est un mode d'endommagement des matériaux ductiles, il est la conséquence de la localisation de la déformation plastique à l'échelle microscopique à l'intérieur d'un ligament entre les cavités voisines. La coalescence d'une cavité en traction implique une transition vers un mode de contrainte uniaxiale de l'élément de volume représentatif « VER », vue par Koplik et Needleman (1988). Cette coalescence est une localisation diffusée à l'échelle microscopique, son début provoque un croissement rapide de la cavité jusqu'à rupture final. Il existe d'autres modes de coalescence comme le cisaillement étudiés par Faleskog et Shih, 1997, favorisé par la triaxialité à faible contrainte, la biaxialité à faible contrainte et le faible durcissement. Ce mode de coalescence est similaire à la bande de cisaillement mais à l'échelle de la cavitation. Il existe également d'autres phénomènes physiques à part la coalescence dans la propagation d'une fissure, on peut citer la nucléation et la croissance rapide de la deuxième population de petites cavités à l'intérieur du ligament interne (Achon, 1994). Cette population de cavités provoque la rupture du ligament bien avant l'impact des grandes cavités (Faleskog et Shih, 1997). D'autres études numériques ont été effectuées par (Brocks et al., 1995b) ont traité l'endommagement par cavitation. Enfin, des travaux de Thomason (1999) ont démontrés que tout modèle de coalescence nécessite l'introduction d'au moins une certaine information microstructurale liée aux dimensions et à la géométrie de la cavité / ligamentaire.

L'objectif de ce travail est d'analyser une cellule unitaire contenant une cavité sphérique au centre de la cellule, elle est revue afin d'aborder l'effet de la porosité initiale, de l'exposant de durcissement et de la triaxialité des contraintes sur la contrainte maximale au point de la coalescence des cavités. Le continuum analysé dans le présent travail est un ensemble périodique de cellules unitaires cylindriques hexagonales, chacune contenant un vide sphéroïdal aligné. La cellule hexagonale est approché par un cylindre à base circulaire afin de ramener le problème 3D à un problème 2D axisymétriques qui se sont avérés fournir une bonne approximation des cellules hexagonales. Enfin, les résultats obtenues ont été analysés par la méthodologie des plans d'expérience, en arrivant à développer un modèle mathématique constitutif qui contrôle la contrainte équivalente en fonction de la coalescence des cavités, dans une matrice de durcissement plastique J2 d'un copolymère PBT/PTMO.

2. Matériau et méthodes expérimentaux

Le matériau est un copolymère triblocs formé de deux thermoplastiques (Poly téréphtalate de butylène : PBT) de la famille des polyesters (phase dure) et une phase d'élastomère (poly (oxyde de tétra méthylène : PTMO) (phase amorphe). Ces propriétés mécaniques (module de Young $E=84\text{MPa}$, coefficient de poisson $\nu=0.42$ et la limite élastique $\sigma_y=10\text{MPa}$) ont été déterminés expérimentalement par (zaim et al., 2018). La Fig. 01 représente la loi de comportement du (PBT/PTMO) à la température ambiante 23°C . Le comportement obtenu est très proche au comportement des élastomères chargés. Il est fortement non linéaire, présentant un durcissement en grande déformation dû à l'orientation des chaînes moléculaires dans la direction de chargement. Pour les tests numériques, la matrice du matériau est supposée isotrope, avec un module Young $E=85\text{MPa}$ et un coefficient de Poisson $\nu=0.42$, la limite élastique $\sigma_y=10\text{MPa}$. Le durcissement est décrit par une loi isotrope, pour laquelle la contrainte d'écoulement plastique σ_y (MPa) est donnée comme.

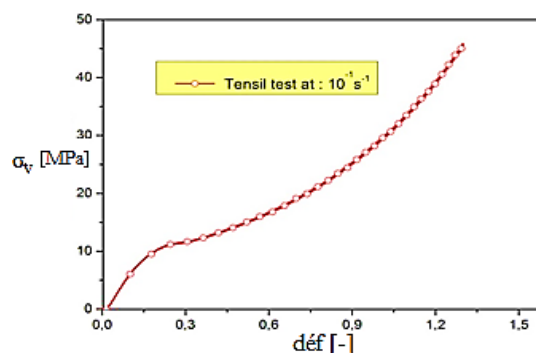


Figure 1– Comportement mécanique du mélange élastomère PBT/PTMO (zaim et al., 2018)

$$\begin{cases} \frac{\sigma}{\sigma_0} = \left(1 + \frac{E\varepsilon^p}{\sigma_0}\right)^n & \sigma > \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{\sigma_0} = \frac{E\varepsilon}{\sigma_0} & \sigma < \sigma_0 \end{cases} \quad (1)$$

3. Analyse Numérique

3.1 Modélisation de la cellule unitaire.

La cellule élémentaire est un cylindre à base hexagonale fig.02, défini comme un assemblage périodique de cellules. Une modification supplémentaire de celle-ci consiste à prendre un cylindre à base circulaire pour ramener le problème 3D à un problème 2D axisymétrique.

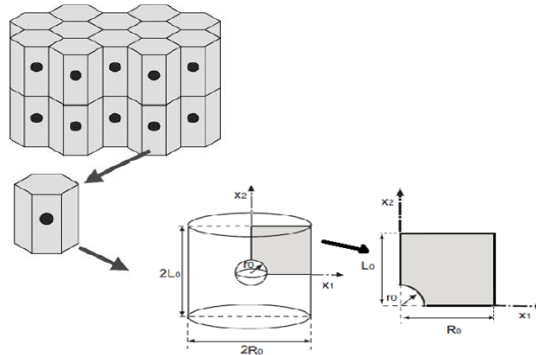


Figure 2– Modèle micromécanique de la cellule unitaire en approximation à 2-D

La cellule est considérée comme un « VER » d'un matériau périodique proposé par (Pardoen 2011). Les quantités de la cellule déterminées sont à l'échelle microscopique et les grandeurs macroscopiques sont calculées en moyennant sur le volume de la cellule. En raison des symétries du modèle, seul le quart de la cellule est considéré. Un chargement est appliqué sur ces deux faces extérieures Fig.3a. Les contraintes macroscopiques radiale et axiale sont formulées de la manière suivante:

$$\begin{cases} \Sigma_{xx} = \frac{F_x}{4\pi R_0 L_0} \\ \Sigma_{yy} = \frac{F_y}{\pi R_0^2} \end{cases} \quad (2)$$

où F_x et F_y sont respectivement les réactions au niveau de la face latérale et de la base du « VER », L_0 et R_0 sont respectivement la demi hauteur et le rayon de la cellule unitaire. Il s'ensuit que les contraintes macroscopiques moyenne Σ_m et équivalente Σ_{eq} sont données dans le cas axisymétrique par :

$$\begin{cases} \Sigma_m = \frac{1}{3}(2\Sigma_{xx} + \Sigma_{yy}) \\ \Sigma_{eq} = |\Sigma_{yy} - \Sigma_{xx}| \end{cases} \quad (3)$$

Les quantités suivantes E_{xx} , E_{yy} et E_{eq} sont respectivement, les déformations macroscopiques axiale, radiale et équivalente, définies par les expressions suivantes :

$$\begin{cases} E_{xx} = \ln \left(\frac{R_0 + u_{xx}}{R_0} \right) \\ E_{yy} = \ln \left(\frac{L_0 + u_{yy}}{L_0} \right) \\ E_{eq} = \frac{2}{3} |E_{yy} - E_{xx}| \end{cases} \quad (4)$$

On définit respectivement f_0 , W_0 et λ_0 volume initial de la cavité, rapport d'aspect de la cavité et Le rapport d'aspect initial de la cellule par :

$$\begin{cases} f_0 = \frac{2(r_0)_x^2 (r_0)_z}{3(R_0)^2 (L_0)} \\ W_0 = \exp(S_0) = \frac{(r_0)_z}{(r_0)_x} \\ \lambda_0 = \exp(A_0) = \frac{(L_0)}{(R_0)} \end{cases} \quad (5)$$

Où $(r_0)_z$, $(r_0)_x$, (R_0) , (L_0) sont respectivement les demi-longueurs axiales et radiales du vide sphéroïdal et de la cellule. Une des difficultés de l'étude numérique en utilisant le modèle de la cellule élémentaire est le maintien de la triaxialité T à une valeur constante au cours du chargement:

$$T = \frac{\Sigma_m}{\Sigma_{eq}} \quad (6)$$

Avec

$$\begin{cases} T = \frac{1}{3} \left(\frac{1+2\alpha}{|1-\alpha|} \right) \\ \alpha = \frac{\Sigma_{xx}}{\Sigma_{yy}} \end{cases} \quad (7)$$

Dans le cas d'un calcul implicite, L'algorithme « RIKS » s'avère simple d'emploi dans Abaqus et satisfaire cette condition. Les chargements axisymétriques de la cellule unitaire sont pour l'ensemble des simulations numériques considérées, d'une part à traction axiale (le long de l'axe des z) dominante ($\sum_{yy} > \sum_{xx} = \sum_{zz}$) et, d'autre part, à triaxialité T constante. Les valeurs retenues pour T sont (1, 2 et 3) (F. Scheyvaerts, et al., 2011). L'étude de l'influence de la triaxialité des contraintes T, de l'exposant de durcissement (0.1, 0.2, 0.3) (Worswick, M.J., et al., 1990) et de la fraction volumique de vides f_0 (1%, 5.5% et 10%) (Needleman, A., et al., 1972, T. Cao et al., 2015), ont été considérées et sollicitées sous différentes triaxialité. Le maillage ainsi que les conditions aux limites utilisées pour les calculs éléments finis sont présentés dans la Fig.3.

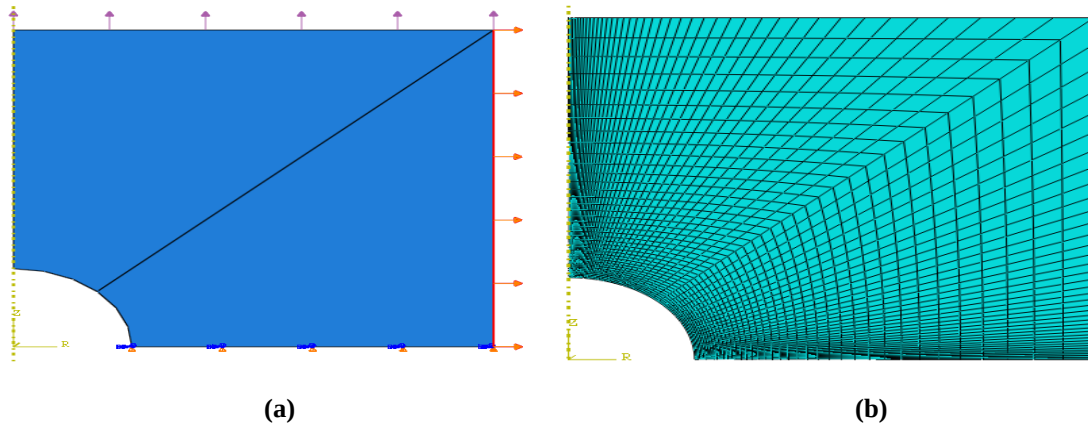


Figure 3 a) conditions aux limites, b) maillage utilisé (CAX4HA4 Nœud bilinéaire axisymétrique, quadrilatère et hybride)

3.2 Choix des intervalles d'étude

Les intervalles d'étude des différents facteurs ont été choisis suivants les résultats du Tableau.01 ci-dessous, obtenus à partir des simulations numériques de la cellule à travers les trois fractions de f_0 (10%, 5.5% et 1%).

3.2.1 Intervalle d'étude de la fraction de cavité

D'après le tableau des simulations numériques, on a choisi l'intervalle d'étude de la fraction de cavité comme suit : $1\% \leq f_0 \leq 10\%$.

La valeur centrale de l'intervalle d'étude de la fraction de cavité est donnée par :

$$f_{0c} = (f_{\max} + f_{\min}) / 2 \quad (8)$$

D'où la valeur centrale de la tension est : $f_{0c} = 5.5\%$.

3.2.2 Intervalle d'étude du coefficient de durcissement

D'après le tableau des expériences préliminaires, on a choisi l'intervalle d'étude de coefficient de durcissement comme suit : $0.2 \leq n \leq 0.3$.

La valeur centrale de l'intervalle d'étude du coefficient de durcissement est donnée par :

$$n_{0c} = (n_{\max} + n_{\min}) / 2 \quad (9)$$

D'où la valeur centrale du coefficient de durcissement est : $n_c = 0.25$.

3.2.3 Intervalle d'étude de la triaxialité

D'après le tableau des expériences préliminaire, on a choisi l'intervalle d'étude de la triaxialité comme suit : $0.6 \leq T \leq 3$
La valeur centrale de l'intervalle d'étude de triaxialité est donnée par :

$$T_{0c} = (T_{\max} + T_{\min}) / 2$$

(10)

D'où la valeur centrale de la triaxialité est : $T_c = 1.8$

Tab1e.01 base de données de la modélisation numérique de la coalescence de la cavité

n	T	f_0	$\sigma_{eq} \max$	$\varepsilon_{eq} \max$
0,2	0.6	1	1,4498	1,206
0,25			1,6275	1,264
0,3			1,831	1,308
0,2	1.8		0,927	0,060775
0,25			0,955	0,08825
0,3			0,992	0,1115
0,2	3		0,7369	0,0129
0,25			0,746	0,0145
0,3			0,757	0,016
0,2	0.6	5.5	1,1147769	0,454687449
0,25			1,2025696	0,499081193
0,3			1,3022755	0,518627916
0,2	1.8		0,687	0,01607474
0,25			0,69688014	0,02647578
0,3			0,71087394	0,03513087
0,2	3		0,46929238	0,01183264
0,25			0,47592415	0,014152827
0,3			0,48486926	0,017812636
0,2	0.6	10	0,952	0,263
0,25			1,009	0,288
0,3			1,07	0,311
0,2	1.8		0,544	0,016
0,25			0,553	0,019
0,3			0,565	0,024
0,2	3		0,366	0,01
0,25			0,372	0,014
0,3			0,38	0,02
0,25	1.8		0,69688014	0,02647578
0,25			0,69688014	0,02647578
0,25			0,69688014	0,02647578

3.3 Choix du plan expérimental

On a adopté un plan d'expériences complet de 3 facteurs à 2 niveaux, le modèle de l'expérimentateur est quadratique et a la forme suivante :

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^3 a_i x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 4} a_{ij} x_j + \sum_{i=1}^3 a_{ii} x_i^2 + e \quad (11)$$

vingt-sept expériences ont été nécessaires pour le plan composite dans la plage de variation des trois facteurs suscités à savoir la fraction de la cavité, la triaxialité et le coefficient de durcissement l'ensemble des résultats est groupé dans le tableau 02.

Table.02 Résultats du plan d'expérience.

<i>N expérience</i>	<i>n</i>	<i>T</i>	<i>f₀</i>	<i>σeq</i>
1	0,2	0,6	1	1,4498
2	0,25	0,6	1	1,6275
3	0,3	0,6	1	1,831
4	0,2	1,8	1	0,927
5	0,25	1,8	1	0,955
6	0,3	1,8	1	0,992
7	0,2	3	1	0,7369
8	0,25	3	1	0,746
9	0,3	3	1	0,757
10	0,2	0,6	5,5	1,11478
11	0,25	0,6	5,5	1,20257
12	0,3	0,6	5,5	1,30228
13	0,2	1,8	5,5	0,544238
14	0,25	1,8	5,5	0,69688
15	0,3	1,8	5,5	0,710874
16	0,2	3	5,5	0,469292
17	0,25	3	5,5	0,475924
18	0,3	3	5,5	0,484869
19	0,2	0,6	10	0,952
20	0,25	0,6	10	1,009
21	0,3	0,6	10	1,07
22	0,2	1,8	10	0,544
23	0,25	1,8	10	0,5553
24	0,3	1,8	10	0,596
25	0,2	3	10	0,366
26	0,25	3	10	0,372
27	0,3	3	10	0,38

3.4 Influence des facteurs choisis sur les réponses

A partir de l'analyse de la figure 4 on peut constater l'influence de chaque facteur sur la réponse, en traçant la variation de la réponse en fonction de ces facteurs choisis.

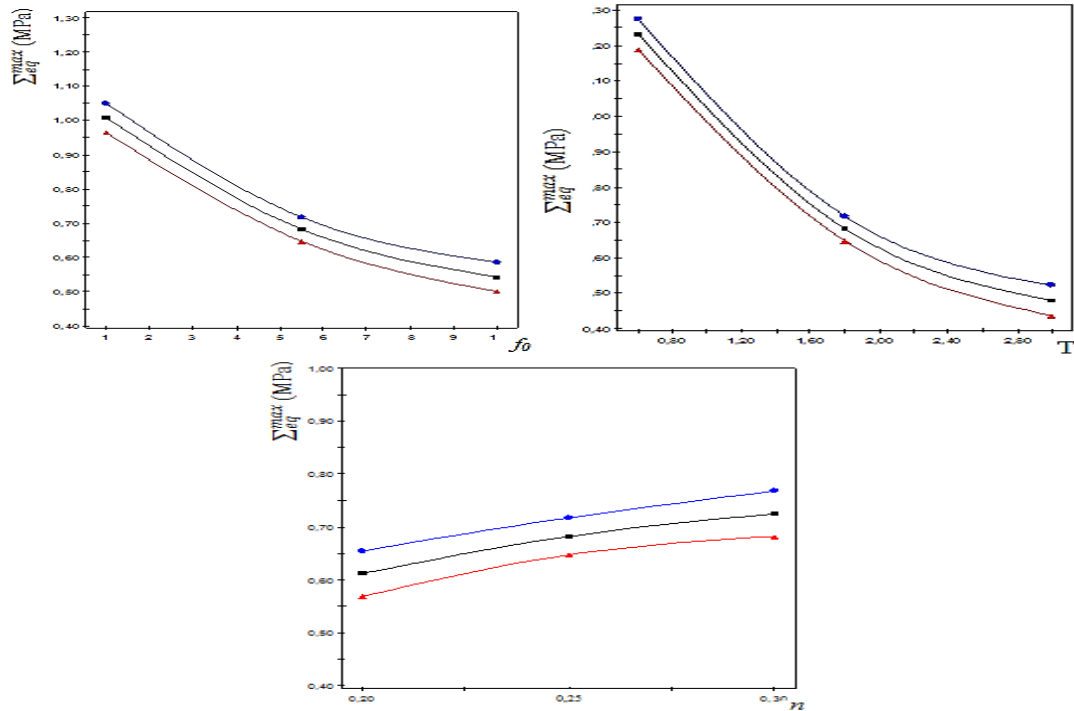


Figure 4 – Evolution de la contrainte équivalente maximale de la coalescence en fonction (f_0 , T et n).

En analysant les courbes représentées on peut dire que la contrainte maximale équivalente se diminue avec la variation de la triaxialité. "L'augmentation de la triaxialité engendre une diminution considérable de la contrainte maximale équivalente". Le coefficient de durcissement enregistre une influence négligeable sur la contrainte maximale équivalente. L'augmentation de la fraction volumique de la cavité conduit à une chute de la contrainte maximale équivalente.

3.5 Analyse de l'effet par l'interaction des trois facteurs

La figure.5, illustre la variation de la contrainte équivalente de coalescence en fonction de l'interaction des trois facteurs. La diminution à la fois de la triaxialité de contrainte et le volume de la cavité enregistre une élévation de la contrainte équivalente de coalescence. La contrainte équivalente de coalescence est maximale pour une fraction volumique de la cavité entre (1 – 2.5) et une variation du taux de triaxialité des contraintes entre (0.6 - 0.9).

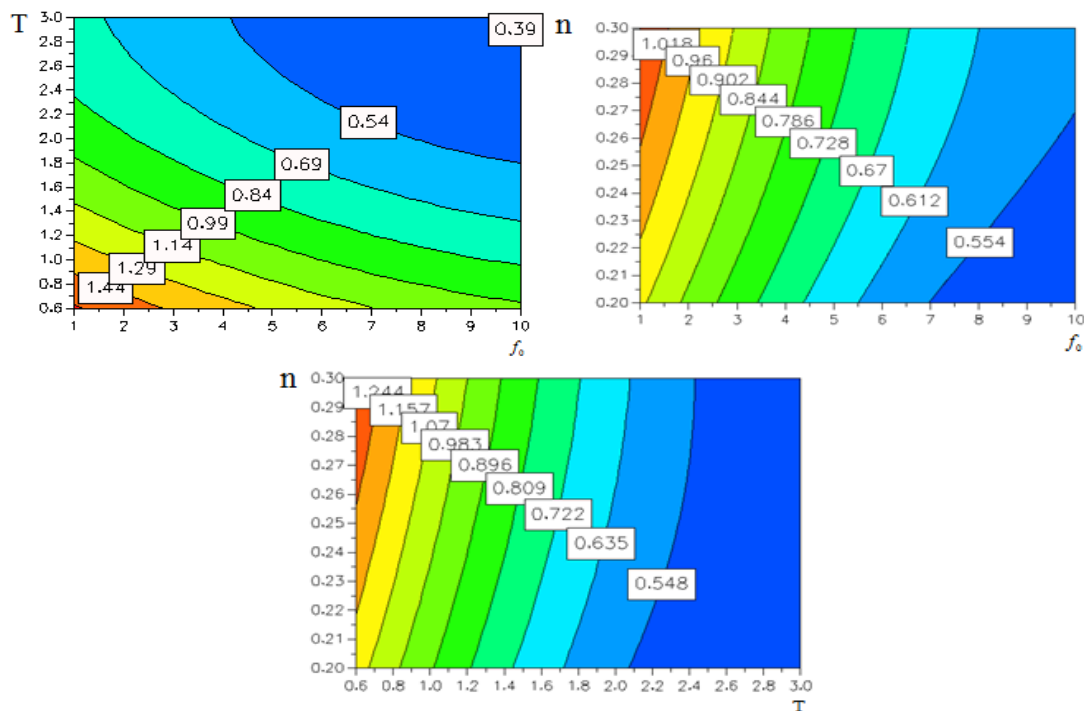


Figure 5 – contours de l'effet d'interaction des trois paramètres.

3.6 Analyse des effets du modèle sur la réponse

Le diagramme de la figure.5 présente les effets de toutes les combinaisons des facteurs effectuées (linéaires, croisés et quadratiques), dans l'ordre décroissant de leur importance en valeur absolue. En analysant ces résultats, on peut estimer que la dominance sur la contrainte équivalente de coalescence est dans l'ordre suivant : Triaxialité (T), fraction de la cavité (f_0) et coefficient de durcissement (n).

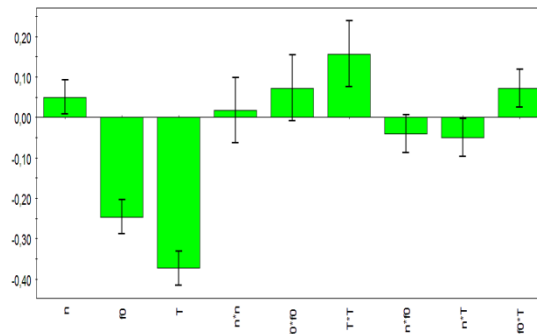


Figure 5 – effets de combinaisons des trois facteurs (linéaires, croisés et quadratiques)

3.7 Validation du modèle

La validité du modèle développé (eq11) peut également être tirée de la figure.6 qui présente la relation entre les valeurs calculées numériquement et prédites à partir du modèle proposé. Cette courbe indique que le modèle mathématique développé montre un bon accord entre les valeurs calculées et estimées des réponses.

$$\sum_{eq}^{max} = 0.682231 + (-0.376164)T + (0.0566674)n + (-0.232106)f_0 + (-0.0530854)T.n + (0.06295)T.f_0 + (-0.0235251)n.f_0 + (0.172984)T^2 + (-0.013496)n^2 + (0.0929151)f_0^2 \quad (12)$$

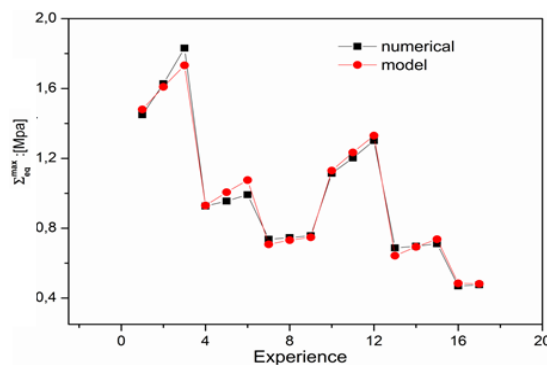


Figure 6– Comparaisons entre les valeurs numérique de la (Σ_{eq}) et celles obtenue par le modèle mathématique

4. Conclusion

Notre travail s'est basé sur l'optimisation de certains paramètres dans le but d'analyser l'endommagement par cavitation du PBT/PTMO, déterminé la prépondérance des facteurs d'entrées et de voir leurs effets interactionnelles sur la réponse. Dans ce contexte, la méthodologie des plans d'expériences a traité principalement l'influence de trois facteurs, à savoir le rapport de triaxialité des contraintes, la fraction volumique du vide et le coefficient de durcissement sur la contrainte équivalente maximale au point de la coalescence de la cavité sphérique au centre de la cellule. Par cette technique d'optimisation, nous avons déterminé l'ordre d'influence de ces trois facteurs sur l'endommagement du copolymère. Le modèle mathématique obtenu, a marqué une meilleure prédiction de l'influence de ces trois paramètres d'entrée sur la contrainte maximale au point de coalescence du vide. L'optimisation par la méthode des plans d'expérience peut être un moyen performant et fiable pour prédire l'évolution de la coalescence des vides dans les matériaux polymères, surtout dans le cas où le facteur d'entrée du système sera supérieur à 2.

5. Références

- [1]- Needleman, A., Tvergaard, V., 1987. “An analysis of ductile rupture modes at a crack tip”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 35, 151–183.
- [2]- Bethmont, M., Rousselier, G., Kussmaul, K., Sauter, A., Jovanovic, A., 1990. “The local approach of fracture and its application to a thermal shock experiment”, *Nuclear Engineering and Design* 119, 249–261.
- [3]- Ruggieri, C., Panontin, T.L., Dodds, R.H. Jr., 1996, “ Numerical modeling of ductile crack growth in 3-D using computational cell elements,” *International Journal of Fracture* 82, 67–95
- [4]- Gurson, A.L., 1977, “Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth”, Part I — Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology* 99, 2–15.
- [5]- Tvergaard, V., 1982, “On localization in ductile materials containing voids”, *International Journal of Fracture* 18, 237–251.
- [6]- Needleman, A., Tvergaard, V., 1984,” An analysis of ductile rupture in notched bars”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 32, 461–490.
- [7]- Pineau, A., 1992, “Global and local approaches of fracture”, transferability of laboratory test results to components. In: Argon, A.S. (Ed.) *Topics in Fracture and Fatigue*. Springer-Verlag, pp. 197–234.
- [8]- Gao, X., Faleskog, J., Shih, C.F., 1998, “Cell model for nonlinear fracture analysis-II”, *Fracture-process calibration and verification. International Journal of Fracture* 89, 374–386.
- [9]- Koplik, J., Needleman, A., 1988, “Void growth and coalescence in porous plastic solids”, *International Journal of Solids and Structures* 24, 835–853.
- [10]- Faleskog, J., Shih, C.F., 1997, “Micromechanics of coalescence–I. Synergistic effects of elasticity, plastic yielding and multi-size-scale voids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 45, 21–45.
- [11]- Achon, P., 1994, “Comportement et Ténacité d’Alliages d’Aluminium à Haute Résistance”, Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [12]- Brocks, W., Klingbeil, D., Kunecke, G., Sun, D.-Z., 1995a. “ Application of the Gurson model to ductile tearing resistance ”, In: Kirk, M., Bakker, A. (Eds.), *Constraint Effects in Fracture Theory and Applications*,. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Vol. 2, pp. 232–252 (ASTM STP 1244).
- [13]- Thomson, C.I.A., Worswick, M.J., Pilkey, A.K., Lloyd, D.J., Burger, G., 1999, “Modelling void nucleation and growth within periodic clusters of particles”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*; 47, 1–26.
- [14]- A. Zaim, E. Ouled-chikh, B. Bouchouicha, 2018, “Thermo-Mechanical Characterization of a Thermoplastic Copolyetherester (TPC): Experimental Investigation”; *Fibers Polym.* 19, 734–741.
- [15]- T. Cao, M. Mazière, K. Danas, and J. Besson, 2015, “International Journal of Solids and Structures A model for ductile damage prediction at low stress triaxialities incorporating void shape change and void rotation,” *Int. J. Solids Struct.*; vol. 63, pp. 240–263,.
- [16]- Needleman, A., 1972, “Void growth in an elastic-plastic medium. *Journal of Applied Mechanics*”, 39, 964–970.
- [17]- Worswick, M.J., Pick, R.J., 1990, Void growth and constitutive softening in a periodically voided solid. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*; 38, 601–625.
- [18]- F. Scheyvaerts, P. R. Onck, C. Tekoğlu, and T. Pardoen, 2011, “The growth and coalescence of ellipsoidal voids in plane strain under combined shear and tension,” *J. Mech. Phys. Solids*; vol. 59, no. 2, pp. 373–397.