

Modélisation et simulation avancées de l'écoulement dans les réservoirs souterrains avec fractures et puits pour une industrie durable

Accès libre

Problème	Oil Gas Sci. Technol. - Rév. IFP Energies nouvelles Volume 75, 2020 Modélisation et simulation avancées de l'écoulement dans les réservoirs souterrains avec fractures et puits pour une industrie durable
Numéro de l'article	48
Nombre de pages)	8
EST CE QUE JE	https://doi.org/10.2516/ogst/2020035
Publié en ligne	14 juillet 2020

- Haut
- Abstrait
- 1. Introduction
- 2 Modèle mathématique
- Modèle sans dimension 3
- 4 Schémas numériques
- 5 Test du modèle
- 6 Résultats et analyse
- 7. Conclusion
- Remerciements
- Les références
- Liste des tableaux
- Liste des figures

Science et technologie du pétrole et du gaz - Rév. IFP Energies nouvelles **75**, 48 (2020)

Article régulier

Simulation tridimensionnelle du processus d'acidification dans les roches carbonatées à l'aide du cadre Darcy-Forchheimer

Piyang Liu¹ *, Xiaoxia Ren¹, Liang Kong¹ et Jun Yao²¹ Qingdao Key Laboratory for Geomechanics and Offshore Underground Engineering, School of Science, Qingdao University of Technology, 266033 Qingdao, PR China² School of Petroleum Engineering, China University of Petroleum (Huadong), 266555 Qingdao, PR China* Auteur correspondant: peiyang988@gmail.com

Reçu: 10 janvier 2020

Accepté: 12 mai 2020

Abstrait

L'acidification est une pratique économique et efficace pour éliminer les dommages à proximité du puits de forage, qui est effectuée en injectant de l'acide dans la formation à travers le puits de forage. L'acide injecté dissout la roche, ce qui permet d'améliorer la perméabilité à proximité du puits de forage. Pour un réservoir de carbonate, l'acide injecté dissout une partie des minéraux et des canaux étroits et longs, appelés trous de ver, se forment alors. Ces trous de ver peuvent contourner la zone endommagée et ainsi améliorer la productivité du puits. Le processus de dissolution acide des roches implique des changements physico-chimiques complexes, y compris les réactions chimiques à l'échelle des pores et l'écoulement du fluide à l'échelle de Darcy. Dans cet article, un modèle d'écoulement réactif 3-D avec un cadre non-Darcy est développé sur la base du modèle de continuum à deux échelles, et est résolu en utilisant la méthode des volumes finis. Cinq types de modèles de dissolution, nommés dissolution de face, trou de ver conique, trou de ver, trou de ver ramifié et dissolution uniforme, sont obtenus lorsque la vitesse d'injection augmente. L'effet d'un écoulement non Darcy sur le modèle de dissolution et le volume de rupture est analysé. On constate qu'il n'y a aucun effet du non-Darcy sur la structure de dissolution et le volume de percée lorsque la vitesse d'injection est très faible. Cependant, lorsque la vitesse d'injection est très élevée, le trou de ver généré a plus de branches lors de l'utilisation de l'équation de Forchheimer que de l'utilisation de l'équation de Darcy. De plus, la vitesse d'injection optimale s'avère être la même, que l'on considère ou non le flux non Darcy. L'effet d'un écoulement non Darcy sur le modèle de dissolution et le volume de rupture est analysé. On constate qu'il n'y a aucun effet du non-Darcy sur la structure de dissolution et le volume de percée lorsque la vitesse d'injection est très faible. Cependant, lorsque la vitesse d'injection est très élevée, le trou de ver généré a plus de branches lors de l'utilisation de l'équation de Forchheimer que de l'utilisation de l'équation de Darcy. De plus, la vitesse d'injection optimale s'avère être la même, que l'on considère ou non le flux non Darcy. L'effet d'un écoulement non Darcy sur le modèle de dissolution et le volume de rupture est analysé. On constate qu'il n'y a pas d'effet du non-Darcy sur la structure de dissolution et le volume de percée lorsque la vitesse d'injection est très faible. Cependant, lorsque la vitesse d'injection est très élevée, le trou de ver généré a plus de branches lors de l'utilisation de l'équation de Forchheimer que de l'utilisation de l'équation de Darcy. De plus, la vitesse d'injection optimale s'avère être la même, que l'on considère ou non le flux non Darcy. le trou de ver généré a plus de branches en utilisant l'équation de Forchheimer qu'en utilisant l'équation de Darcy. De plus, la vitesse d'injection optimale s'avère être la même, que l'on considère ou non le flux

Page d'accueil

Table des matières

◀ Article précédent Article suivant ▶

ARTICLE

- Abstrait
- **HTML complet**
- PDF (509,5 Ko)
- ePUB (2,354 Mo)
- Les références

MÉTRIQUE

Afficher les statistiques de l'article

PRESTATIONS DE SERVICE

Mêmes auteurs

- Google Scholar
- Base de données EDP Sciences

Recommander cet article

Envoyer sur mon Kindle

Télécharger la citation

Alertez-moi si cet article est corrigé

Alertez-moi si cet article est cité

ARTICLES LIÉS

Analyse de stabilité théorique du modèle d'éléments finis mixtes d'écoulement de gaz de schiste avec effet géomécanique

Science et technologie du pétrole et du gaz - Rev. IFP Energies nouvelles 75, 33 (2020)

Modélisation thermodynamiquement cohérente des écoulements incompressibles diphasiques dans des milieux hétérogènes et fracturés

Science et technologie du pétrole et du gaz - Rev. IFP Energies nouvelles 75, 32 (2020)

Une étude en diffusion fractionnée: roches fracturées produites à travers des puits horizontaux avec de multiples fractures hydrauliques

Science et technologie du pétrole et du gaz - Rév. IFP Energies nouvelles 75, 68 (2020)

Plus

BOOKMARKING

Services aux lecteurs
Alerte email

non Darcy. le trou de ver généré a plus de branches en utilisant l'équation de Forchheimer qu'en utilisant l'équation de Darcy. De plus, la vitesse d'injection optimale s'avère être la même, que l'on considère ou non le flux non Darcy.

© P. Liu et al., Publié par IFP Energies nouvelles, 2020



Il s'agit d'un article en libre accès distribué sous les termes de la licence d'attribution Creative Commons (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0>), qui permet une utilisation, une distribution et une reproduction sans restriction sur tout support, à condition que l'œuvre originale soit correctement citée.

1. Introduction

L'acidification est un traitement de stimulation couramment utilisé pour les réservoirs de carbonate. L'acide est injecté dans la formation à travers le puits de forage sous la pression de fracture. L'acide injecté réagit avec la roche et, en cas de succès, crée des canaux hautement perméables. Les canaux sont connus sous le nom de trous de ver, qui peuvent contourner la zone endommagée et ainsi améliorer la productivité [1]. Cependant, le trou de ver n'a pas toujours été formé après l'injection d'acide dans la formation. Des observations expérimentales démontrent que différents types de schémas de dissolution se forment lors de l'injection d'acide dans les roches carbonatées. Le modèle de dissolution dépend de la vitesse d'injection, du type et de la concentration de l'acide, du type de minéraux dans la roche, de l'hétérogénéité de la roche, ainsi que de la température, etc. [2-5]. Par exemple, lorsque le débit d'injection est assez faible, l'acide injecté est complètement consommé avant de pénétrer profondément dans la roche. La roche près de l'extrémité d'entrée est complètement dissoute, et en conséquence, un modèle de dissolution de face se forme. Au contraire, lorsque l'acide est injecté dans la roche à un taux très élevé, l'acide vivant envahira presque tous les pores de la roche. La porosité est augmentée uniformément, ce qui conduit à un modèle de dissolution uniforme. À mesure que la vitesse d'injection augmente, entre ces deux extrêmes, des modèles de dissolution conique, de trou de ver et de dissolution ramifiée se forment ultérieurement [6]. En comparant le volume d'acide nécessaire pour percer le noyau, on constate que le volume de pénétration est un minimum lorsque le modèle de dissolution du trou de ver est formé [7]. Par conséquent, il existe une motivation pratique pour trouver une condition d'injection optimale, dans laquelle la dissolution du trou de ver est formée.

Pour étudier le processus de dissolution, de nombreuses expériences ont été menées, qui fournissent une observation directe de la dynamique de dissolution dans les roches ainsi qu'un fondement pour la modélisation mathématique pour prédire la formation des trous de ver. Les modèles numériques qui ont été proposés au cours des dernières décennies peuvent être globalement classés en quatre types: (1) modèle sans dimension [8-10]; (2) modèle de tube capillaire [11-15]; (3) modèle de réseau [7, 16-19]; et (4) modèle continu [6, 20-23]. Des examens de ces modèles, ainsi que des résumés de leurs limites et hypothèses, peuvent être trouvés dans [24-28]. Étant donné que le modèle continuum est meilleur pour prévoir les modèles de dissolution observés dans les expériences, il peut estimer avec précision les volumes de percée. Jusqu'à présent, ce modèle a été largement utilisé au cours des dernières années. Le modèle continuum a été présenté pour la première fois par Liu et al. [29], qui, malheureusement, n'est pas valable dans le régime de contrôle des transferts de masse. Puis Golfier et al. [25] ont développé un modèle tenant compte de l'effet du transfert de masse mais il n'est pas valide en régime cinétique. Sur la base de travaux antérieurs, Panga et al. [26] ont présenté un modèle de continuum qui peut capturer simultanément le régime contrôlé cinétique et le transfert de masse. Après cela, le modèle continu a été largement utilisé pour étudier l'effet des propriétés des roches ou des fluides, y compris la géométrie de l'écoulement (linéaire et radial) [30-32], méthodes de saisie semi-automatique [33], le type d'acide injecté (acide chlorhydrique et acide auto-détournant) [34-38], hétérogénéité moyenne (présence de vugs et de fractures) [20, 23, 39, 40] et la température du réservoir [41-43] sur la propagation des trous de ver et le volume d'injection optimal.

Bien que les études ci-dessus apportent des informations importantes sur le processus de dissolution, les équations qui se réfèrent à l'écoulement de fluide dans la roche restent encore améliorées. Dans la plupart des études publiées, la loi de Darcy est utilisée pour relier la vitesse d'écoulement dans la goutte sous pression, la perméabilité de la roche et la viscosité du fluide. Néanmoins, la loi de Darcy n'est valable que pour les écoulements laminaires. Pendant le processus de dissolution, la porosité dans la zone dissoute augmentera à mesure que l'acide continue d'être injecté. Des canaux hautement perméables peuvent également être générés dans certaines zones, où la roche est complètement dissoute. De plus, le flux dans ces zones est non linéaire et la loi de Darcy n'est plus applicable. Afin de décrire avec précision l'écoulement du fluide dans la zone dissoute, certains chercheurs [44, 45] utilisent le cadre de Darcy – Brinkman – Forchheimer au lieu de l'équation de Darcy pour simuler le processus de transport réactif. Cependant, leur travail est limité à la condition 2-D, qui ne peut pas représenter avec précision l'opération d'acidification réelle. L'objectif principal de cet article est d'étendre le modèle de transport réactif à une condition d'écoulement non Darcy en 3-D en se basant sur le cadre de Darcy-Forchheimer. Les résultats de la simulation sont comparés à ceux calculés à l'aide du cadre de Darcy afin d'étudier l'effet du flux non-Darcy sur les modèles de dissolution et le volume de percée.

2 Modèle mathématique

Le modèle de continuum à deux échelles développé par Panga et al. [26] se compose d'un modèle à l'échelle de Darcy et d'un modèle à l'échelle des pores. Le modèle à l'échelle de Darcy décrit le processus de transport réactif de l'acide et l'évolution de la roche. En remplaçant le cadre de Darcy par le cadre de Darcy-Forchheimer pour décrire le champ d'écoulement de fluide, le modèle à l'échelle de Darcy peut être exprimé comme suit:

$$\nabla P + \frac{\mu}{\mathbf{K}} \mathbf{u} + \beta \rho |\mathbf{u}| \mathbf{u} = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{u}, \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\phi C_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u} C_f) = \nabla \cdot (\phi \mathbf{D}_e \cdot \nabla C_f) - k_c a_v (C_f - C_s), \quad (3)$$

$$k_c (C_f - C_s) = R(C_s), \quad (4)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{R(C_s) a_v \alpha}{\rho_s}, \quad (5)$$

où, P est la pression du fluide poreux; μ est la viscosité de la phase fluide; \mathbf{K} est le tenseur de perméabilité, qui est calculé à partir d'un modèle à l'échelle des pores ou déterminé par des mesures en laboratoire; \mathbf{u} est le vecteur de vitesse; β est le nombre de Forchheimer qui peut être obtenu expérimentalement; ρ est la densité du fluide; t est le temps; ϕ est la porosité de la roche; C_f est la concentration de mélange en coupelle du soluté dans la phase fluide; C_s est la concentration de l'acide à l'interface solide-fluide; \mathbf{D}_e est le tenseur de diffusion efficace; a_v est la surface interfaciale disponible pour la réaction par unité de volume du milieu; k_c est le coefficient de transfert de masse; $R(C_s)$ est la vitesse de dissolution; α est le pouvoir dissolvant de l'acide, défini en grammes de solide dissous par mole d'acide ayant réagi; et ρ_s est la densité du solide.

La porosité augmente avec la dissolution de la roche, ce qui entraîne des changements de perméabilité, de surface spécifique a_v et de rayon de pore r_p . Étant donné que ces variables dépendent de la structure des pores, un modèle à l'échelle des pores qui capture l'évolution de ces variables avec la variation de la porosité est nécessaire pour compléter le modèle à l'échelle de Darcy. Nous adoptons ici une formulation basée sur la théorie fractale pour relier la perméabilité à la porosité comme:

$$\frac{K}{K_0} = \frac{(\pi D_f)^{\frac{(1-D_T)}{2}} (8-4D_f)^{\frac{(1+D_T)}{2}} (3+D_{T0}-D_{f0}) \left(\frac{\phi}{1-\phi}\right)^{\frac{3+D_T}{2}} \left(\frac{\phi_0}{1-\phi_0}\right)^{-\frac{3+D_{T0}}{2}}}{(\pi D_{f0})^{\frac{(1-D_{T0})}{2}} (8-4D_{f0})^{\frac{(1+D_{T0})}{2}} (3+D_T-D_f)}, \quad (6)$$

avec la définition de la dimension fractale des espaces poreux et de la tortuosité, D_f et D_T , respectivement comme,

$$D_f = d_E - \frac{\ln \phi}{\ln \frac{\lambda_{\min}}{\lambda_{\max}}}, \quad (7)$$

$$D_T = 1 + \frac{\ln \left(1 - \frac{\phi}{2} + \frac{\sqrt{1-\phi}}{4} + \frac{(\phi+1+\sqrt{1-\phi}) \cdot \sqrt{9-5\phi-8\sqrt{1-\phi}}}{8\phi} \right)}{\ln \left(\frac{D_f-1}{\sqrt{D_f}} \frac{\lambda_{\max}}{\lambda_{\min}} \sqrt{\frac{1-\phi}{\phi}} \frac{\pi}{8-4D_f} \right)}, \quad (8)$$

où d_E est la dimension euclidienne; λ_{\min} et λ_{\max} sont respectivement le plus petit diamètre de pore et le plus grand diamètre. La valeur typique de $\lambda_{\min} / \lambda_{\max}$ est de 0,01 telle qu'analysée dans Liu *et al.* [6]. Dans l'équation (6), le paramètre avec l'indice 0 indique la valeur de la variable lorsque la porosité est égale à ϕ_0 , et ϕ_0 représente la porosité initiale.

Le rayon des pores et la zone spécifique sont calculés par:

$$\frac{r_p}{r_0} = \sqrt{\frac{K \phi_0}{K_0 \phi}}, \quad (9)$$

$$\frac{a_v}{a_0} = \frac{\phi r_0}{\phi_0 r_p}. \quad (\text{dix})$$

Le coefficient de transfert de masse et les coefficients de dispersion effectifs à l'intérieur des pores sont exprimés par les relations:

$$\text{Sh} = \frac{2R_c r_p}{D_m} = \text{Sh}_{\infty} + \frac{0.7}{m^{1/2}} \text{Re}_p^{1/2} \text{Sc}^{1/3}, \quad (11)$$

$$D_{eX} = \alpha_{os} D_m + \frac{2\lambda_X |\mathbf{u}| r_p}{\phi}, \quad (12)$$

$$D_{eT} = \alpha_{os} D_m + \frac{2\lambda_T |\mathbf{u}| r_p}{\phi}, \quad (13)$$

où Sh est le nombre de Sherwood, qui représente le coefficient de transfert de masse sans dimension; D_m est la diffusivité moléculaire; Re_p est le nombre de Reynolds des pores défini par $\text{Re}_p = 2 u r_p / \nu$, ν est la viscosité cinématique; Sc est le nombre de Schmidt défini comme $\text{Sc} = \nu / D_m$; D_{eX} et D_{eT} sont respectivement le coefficient de dispersion longitudinal et transversal. α_{os} , λ_X et λ_T sont des constantes qui dépendent de la structure des pores et leurs valeurs typiques sont respectivement de 0,5, 0,5, 0,1 pour un lit tassé de sphères.

Un domaine cubique 3-D est considéré dans notre simulation pour imiter l'expérience d'acidification du cœur réel. L'acide est injecté dans le noyau de carbonate à un débit d'injection constant et la pression à la limite de sortie est fixe. L'acide ne peut pas s'écouler à travers les frontières transversales. Par conséquent, les conditions aux limites et initiales sont données par:

$$u_0 = -\frac{K_x}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x}, \quad \frac{\partial P}{\partial y} = \frac{\partial P}{\partial z} = 0, \quad u C_f - \phi D_{eX} \frac{\partial C_f}{\partial x} = u_0 C_0, \quad x = 0, \quad (14)$$

$$\frac{\partial C_f}{\partial x} = 0, \quad P = P_e, \quad x = L, \quad (15)$$

$$\frac{\partial P}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial C_f}{\partial y} = 0, \quad y = 0 \quad \text{and} \quad y = H,$$

(16)

$$\frac{\partial P}{\partial z} = 0, \quad \frac{\partial C_f}{\partial z} = 0, \quad z = 0 \quad \text{and} \quad z = H,$$

(17)

$$\phi = \phi_0 + \widehat{f}, \quad C_f = 0, \quad t = 0,$$

(18)

où v_0 est la vitesse d'injection; C_0 est la concentration de l'acide injecté; P_e est la pression à la limite de sortie du domaine; \widehat{f} est une fluctuation aléatoire du champ de porosité initial qui est introduite pour représenter l'hétérogénéité du milieu, et est supposée uniformément répartie dans l'intervalle $[-\Delta \phi_0, \Delta \phi_0]$.

Modèle sans dimension 3

Les variables et paramètres sans dimension sont définis comme suit,

$$\begin{aligned} x_D &= \frac{x}{L}, \quad y_D = \frac{y}{L}, \quad z_D = \frac{z}{L}, \quad \mathbf{U} = \frac{\mathbf{u}}{u_0}, \quad B = \frac{K_0 \beta \rho u_0}{\mu}, \\ t_D &= \frac{t}{(L/u_0)}, \quad r_D = \frac{r_p}{r_0}, \quad a_{vD} = \frac{a_v}{a_0}, \quad \boldsymbol{\kappa} = \frac{\mathbf{K}}{K_0}, \\ \mathbf{D} &= \frac{\mathbf{D}_e}{D_m}, \quad C_D = \frac{C_f}{C_0}, \quad P_D = \frac{P - P_e}{(\mu u_0 L)/k_0}, \\ h_T^2 &= \frac{2R_s \bar{r}_0}{D_m}, \quad Da = \frac{R_s \bar{a}_0 L}{u_0}, \quad Pe_L = \frac{u_0 L}{D_m}, \quad N_{ac} = \frac{\alpha C_0}{\rho_s}, \\ \Phi^2 &= \frac{k_s a_0 L^2}{D_m}, \quad \eta = \frac{2\bar{r}_0}{L}, \quad \alpha_{LH} = \frac{H}{L}, \quad \alpha_{LW} = \frac{W}{L}, \end{aligned}$$

où l'indice D représente une variable sans dimension; L est la longueur du noyau; H et W sont respectivement la hauteur et la largeur du domaine; \mathbf{U} est le vecteur des vitesses sans dimension. η est le rapport de longueur pore / domaine; α_{LH} et α_{LW} sont les rapports d'aspect; $\boldsymbol{\kappa}$ est la perméabilité sans dimension; B est le coefficient non Darcy sans dimension. Les paramètres obtenus à partir de la non dimensionnement sont le module de Thiele à l'échelle des pores h_T^2 , défini comme le rapport du temps de diffusion au temps de réaction, nombre de Damköhler Da , défini comme le rapport du temps de convection au temps de réaction; le nombre axial de Peclet Pe_L , défini comme le rapport entre la vitesse de transport advectif et la vitesse de transport diffusif; le nombre de capacité d'acide N_{ac} , défini comme le volume de solide dissous par unité de volume d'acide consommé; le module de Thiele macroscopique Φ^2 est équivalent à l'échelle du cœur du module de Thiele à l'échelle des pores. Plus de détails sur la définition de ces groupes sans dimension peuvent être trouvés dans Panga *et al.* [26]. Les PDE après conversion dans la forme non dimensionnée sont les suivantes:

$$\nabla P_D + \mathbf{U} + \mathbf{B} |\mathbf{U}| \mathbf{U} = 0,$$

(19)

$$\frac{\partial \phi}{\partial t_D} + \nabla \cdot \mathbf{U} = 0,$$

(20)

$$\frac{\partial (\phi C_D)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} C_D) = \nabla \cdot (\boldsymbol{\epsilon} \mathbf{D}_e \cdot \nabla C_D) - \frac{Da \cdot a_{vD} C_D}{\left(1 + \frac{h_T^2 r_D}{Sh}\right)},$$

(21)

$$\frac{\partial \phi}{\partial t_D} = \frac{Da \cdot N_{ac} \cdot a_{vD} C_D}{\left(1 + \frac{h_T^2 r_D}{Sh}\right)},$$

(22)

et les conditions aux limites et initiales résultantes sont,

$$\left\{ \begin{array}{l} -\kappa_x \frac{\partial P_D}{\partial x_D} \Big|_{x_D=0} = 1, \quad P_D|_{x_D=1} = 0, \\ -\kappa_y \frac{\partial P_D}{\partial y_D} \Big|_{y_D=0, \alpha_{LH}} = 0, \quad -\kappa_z \frac{\partial P_D}{\partial z_D} \Big|_{z_D=0, \alpha_{LW}} = 0, \\ C_D|_{x_D=0} - \phi D_{ex} \frac{\partial C_D}{\partial x_D} \Big|_{x_D=0} = 1, \quad \frac{\partial C_D}{\partial x_D} \Big|_{x_D=1} = 0, \\ \frac{\partial C_D}{\partial y_D} \Big|_{y_D=0, \alpha_{LH}} = 0, \quad \frac{\partial C_D}{\partial z_D} \Big|_{z_D=0, \alpha_{LW}} = 0, \end{array} \right.$$

(23)

$$\left\{ \begin{array}{l} C_D|_{t=0} = 0, \\ \phi(x_D, y_D, z_D)|_{t=0} = \phi_0 + \widehat{f}. \end{array} \right.$$

(24)

4 Schémas numériques

Le modèle mathématique présenté dans la section ci-dessus est résolu séquentiellement. Premièrement, les équations d'impulsion et de continuité sont résolues pour obtenir les champs de vitesse et de pression. Du fait qu'il existe un couplage fort entre la vitesse et la pression, les équations (19) et (20) sont résolues simultanément en utilisant une grille décalée. Le champ de pression est stocké aux centres de gravité des cellules, tandis que le champ de vitesse est stocké aux faces des cellules. Le couplage entre vitesse et pression est imposé dans une grille échelonnée car aucune interpolation n'est nécessaire pour calculer le champ de vitesse dans l'équation de continuité. Une fois que le champ de vitesse est connu, il est remplacé dans l'équation de transport réactif (Éq. (21)) pour calculer la concentration d'acide. La méthode de séparation des opérateurs est adoptée ici pour résoudre le problème de couplage réactif-transport tel qu'utilisé dans Maheshwari *et al.* [27] et

Liu *et al.* [43]. Dans un pas de temps, l'opérateur de diffusion-convection est d'abord résolu pour calculer la concentration d'acide au temps t^* , auquel le processus de transport est terminé, mais le processus de réaction n'a pas encore commencé. Ensuite, l'opérateur de réaction est résolu en prenant la valeur de concentration au temps t^* comme valeur initiale. Mathématiquement, nous résolvons les équations suivantes dans la première étape:

$$\begin{cases} \frac{\partial(\phi C_D)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} C_D) = \nabla \cdot (\epsilon \mathbf{D}_e \cdot \nabla C_D), \\ \frac{\partial \phi}{\partial t} = 0, \end{cases} \quad (25)$$

et les équations suivantes dans la deuxième étape:

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t} \left(\phi C_D + \frac{\phi}{N_{ac}} \right) = 0, \\ \frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{Da \cdot N_{ac} \cdot a_{(1)} C_D}{\left(1 + \frac{h^2 \cdot r_D}{Sh} \right)}. \end{cases} \quad (26)$$

En résolvant les équations (25) et (26), la distribution de la concentration d'acide et du champ de porosité au nouveau pas de temps peut être obtenue. En remplaçant la valeur de porosité dans le modèle à l'échelle des pores, le champ de perméabilité impliqué dans l'équation d'impulsion peut être mis à jour, puis l'algorithme avance.

La procédure décrite ci-dessus est répétée jusqu'à ce que l'acide perce la roche. La percée est définie lorsque la différence de pression entre la sortie et l'entrée est négligeable. Numériquement, le temps de passage est considéré comme le moment où la chute de pression globale à travers le milieu tombe à 1 / 100e de sa valeur initiale.

Les équations gouvernantes sont discrétisées en utilisant la méthode des volumes finis [32]. Afin d'éviter les problèmes d'instabilité, le modèle est résolu implicitement dans le temps, c'est-à-dire que le terme transitoire est discrétisé en utilisant le schéma d'Euler arrière [46-48]. Pour le terme spatial, la différence centrale et les schémas au vent sont utilisés pour discrétiser respectivement les termes de diffusion et de convection. Par conséquent, le schéma numérique est stable et a une précision de premier ordre. Les simulations présentées dans ce travail sont réalisées avec le nombre de mailles fixé à 100 × 40 × 40 (100 cellules en direction x , 40 cellules en directions y et z). La taille de la grille est établie en comparant la précision de la simulation telle que décrite dans Liu *et al.* [43]. Pour résumer, la grille est affinée jusqu'à ce que le résultat de la simulation soit insensible à tout changement de taille de grille.

5 Test du modèle

Avant d'effectuer la simulation numérique, la validité du modèle proposé est testée. Ceci est réalisé en comparant les résultats numériques avec les observations expérimentales rapportées par Seagraves *et al.* [49]. Dans leurs expériences d'acidification, 15% en poids de HCl ont été injectés dans du calcaire d'Indiana à un débit constant de 25 ml / min. Les noyaux de calcaire mesurent 17,8 cm de diamètre et 45,7 cm de longueur. Après acidification, les échantillons de carottes ont été scannés par tomodensitométrie et une reconstruction 3D de l'espace vide interne a été créée pour montrer les modèles de trous de ver générés par la dissolution d'acide. Nous utilisons notre modèle pour reproduire les conditions expérimentales du test 7 de Seagraves *et al.* [49]. Le noyau utilisé dans le test 7 a une perméabilité de 22,2 mD et une porosité de 0,133. Étant donné que certains paramètres utilisés dans notre modèle numérique, tels que la zone d'interface et le diamètre moyen des pores, ne sont pas donnés dans le rapport expérimental, nous utilisons les valeurs rapportées dans des études de simulation numérique acidifiantes similaires précédentes pour estimer les valeurs de ces paramètres non spécifiés ou inconnus. Les valeurs de ces paramètres sont données dans le [tableau 1](#). La [figure 1](#) montre la comparaison du modèle de trou de ver simulé avec le résultat expérimental rapporté dans Seagraves *et al.* [49]. On peut voir qu'un modèle de trou de ver ramifié à plusieurs reprises observé dans l'expérience d'acidification de Seagraves est également prédit dans notre simulation numérique. La légère différence dans la structure des trous de ver peut être attribuée à la différence du champ de porosité initiale de la roche utilisée dans l'expérience et du milieu poreux généré pour la simulation numérique.

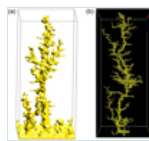


Fig. 1

Comparaison de (a) les structures de trous de ver simulées à l'aide du modèle présenté avec et (b) l'observation expérimentale rapportée par Seagraves *et al.* [49].

Tableau 1 Liste des paramètres et des nombres sans dimension utilisés dans la simulation.

6 Résultats et analyse

Dans cette section, les simulations numériques sont effectuées pour analyser la sensibilité de la dynamique de dissolution. Les valeurs des nombres sans dimension et des paramètres utilisés dans les calculs sont énumérés dans le [tableau 1](#). Toutes les valeurs restent fixes sauf indication contraire. Parce que l'effet de la vitesse d'injection, des propriétés acides et de l'hétérogénéité de la roche sur les schémas de dissolution et le volume de percée a été étudié en détail dans la littérature précédente [6, 27, 32, 44, 50-54], il ne sera pas répété ici. Ce travail se concentre uniquement sur l'influence du flux non-Darcy sur la structure de dissolution et le volume de rupture.

6.1 Modèles de dissolution

La [figure 2](#) montre les modèles de dissolution obtenus à partir de la simulation en utilisant le cadre de Darcy et le cadre de Darcy-Forchheimer, respectivement. On peut voir que cinq types de modèles de dissolution, dénommés dissolution de face, trou de ver conique, trou de ver dominant, trou de ver ramifié et modèles de dissolution uniformes sont observés pour les deux cadres lorsque la vitesse d'injection varie. La formation de différents modèles de dissolution est déterminée par les effets combinés de la vitesse de transport du soluté et de la vitesse de réaction, et est indépendante du type d'équation d'écoulement (qu'elle soit non Darcy ou non). Une autre conclusion tirée de la [figure 2](#) est que les structures de dissolution sont presque les mêmes pour l'utilisation du cadre de Darcy et du cadre de Darcy-Forchheimer lorsque le taux d'injection est plus faible ([Fig. 2a- 2c](#)) en comparant chaque volume. Cependant, lorsque le taux d'injection est plus élevé, ce qui correspond

à la formation du trou de ver ramifié et des schémas de dissolution uniformes, la structure du trou de ver calculée en utilisant le cadre Darcy-Forchheimer est plus ramifiée que celle utilisant le cadre Darcy. Ceci est dû à l'effet des forces d'inertie et à la formation d'un terme de résistance non Darcy à grande vitesse dans le cadre Darcy-Forchheimer. Dans lequel, ce terme de résistance non Darcy équivaut à réduire la mobilité de la zone hautement perméable pour faire s'écouler l'acide injecté dans d'autres zones faiblement perméables.

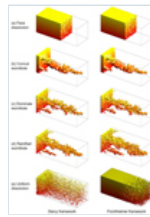


Fig. 2

Modèles de dissolution obtenus à partir de simulations en utilisant le cadre de Darcy et Forchheimer.

6.2 Courbe de percée

La figure 3 montre les courbes de percée pour le cadre de Darcy ou le cadre de Darcy-Forchheimer. En référence aux travaux précédents [27 , 39], les courbes de percée sont exprimées en traçant les volumes de pores à percée (PV_{BT}) par rapport à la vitesse d'injection (v). Le PV_{BT} est défini comme le volume d'acide requis pour la percée, par unité de volume initial des pores du support. Mathématiquement, il peut être exprimé comme:

$$PV_{BT} = \frac{v_0 A t_{BT}}{V \phi_0}, \quad (27)$$

où A est la zone de l'extrémité d'injection; V est le volume global de la roche; t_{BT} est le temps décisif.

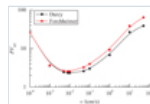


Fig. 3

Courbes de percée obtenues à partir de simulations avec du framework Darcy et Forchheimer.

On peut voir sur la figure 3 que les valeurs du volume de percée calculées à l'aide de l'équation de Darcy et de l'équation de Forchheimer sont les mêmes lorsque le débit d'injection est faible. Cependant, à mesure que le taux d'injection augmente, le volume de percée calculé avec l'équation de Darcy-Forchheimer est plus grand que celui avec l'équation de Darcy, et cette différence devient plus grande à mesure que le taux d'injection augmente. Cette tendance des courbes de percée est cohérente avec la tendance changeante de la structure de dissolution, car plus les branches du trou de ver sont dissoutes, plus il faudra d'acide. Les courbes de la figure 3 montrent un minimum à l'intermédiaire Da , qui correspond à la formation du trou de ver et appelé le débit d'injection optimal. Le débit d'injection optimal est pratiquement important, car il est généralement extrapolé pour définir le débit optimal à utiliser sur le terrain afin d'avoir un traitement réussi à faible coût. On peut voir sur la figure 3 que la vitesse d'injection optimale pour l'utilisation de la charpente Darcy et Darcy-Forchheimer est la même. La raison en est que la vitesse d'injection optimale est uniquement liée à la propriété de la roche et de l'acide lui-même, quelle que soit l'équation qui décrit l'écoulement du fluide dans la roche.

7. Conclusion

Dans cet article, l'effet de l'écoulement non Darcy sur la structure de dissolution et le volume de rupture est étudié en résolvant numériquement le modèle continuum à deux échelles 3D avec le cadre de Darcy-Forchheimer. Les principaux résultats peuvent être résumés comme suit:

1. Lorsque le taux d'injection est élevé, la structure de trou de ver calculée en utilisant le cadre Darcy – Forchheimer est plus ramifiée que celle utilisant le cadre Darcy. Lorsque le débit d'injection est faible, la structure de dissolution est insensible au type d'équation d'écoulement.
2. Lorsque le débit d'injection est élevé, le volume de percée calculé à l'aide de l'équation de Forchheimer est supérieur à celui calculé à l'aide de l'équation de Darcy, et la différence augmente à mesure que le débit d'injection augmente.
3. Il n'y a aucun effet sur le débit d'injection optimal, que l'on considère ou non une influence du débit non Darcy. Le débit d'injection optimal calculé à l'aide de l'équation de Forchheimer et de l'équation de Darcy est le même.

Remerciements

Les auteurs remercient chaleureusement le soutien de la *National Natural Science Foundation of China* (n ° 51804325), de la *China Postdoctoral Science Foundation* (n ° 2019M652508) et de la *National Natural Science Foundation of China* (n ° 51874262).

Les références

- Economides MJ, Nolte KG (2000) Reservoir stimulation, Wiley, Chichester, pp. 13-1-17-15. [Google Scholar]
- Daccord G. (1987) Dissolution chimique d'un milieu poreux par un fluide réactif, Phys. Rev. Lett. 58, 5, 479. [CrossRef] [PubMed] [Google Scholar]
- Bazin B., Abdulahad G. (1999) Enquête expérimentale sur certaines propriétés des systèmes acides émulsionnés pour la stimulation des formations carbonatées, dans: Proceedings of the SPE Middle East Oil Show & Conference, pp. 347–356. [Google Scholar]
- Bazin B. (2001) De l'acidification de la matrice à la fracturation acide: une évaluation en laboratoire des interactions acide / roche, SPE Prod. Facil. 16, 1, 22–29. [CrossRef] [Google Scholar]

- Fredd CN, Fogler HS (1999) Conditions optimales pour la formation de trous de ver dans les milieux poreux carbonatés: Influence du transport et de la réaction, SPE J. 4, 3, 196–205. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Yao J., Couples GD, Ma J., Iliev O. (2017) Modélisation 3D et comparaison expérimentale de l'écoulement réactif dans les carbonates dans des conditions d'écoulement radial, Sci. Rep. 7, 1, 17711. [[CrossRef](#)] [[PubMed](#)] [[Google Scholar](#)]
- Fredd CN, Fogler HS (1998) Influence of transport and reaction on wormhole formation in porous media, AIChE J. 44, 9, 1933–1949. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Daccord G., Touboul E., Lenormand R. (1989) Carbonate acidizing: Vers un modèle quantitatif du phénomène de verrouillage, SPE Prod. Eng. 4, 1, 63–68. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Daccord G., Lenormand R., Liétard O. (1993) Dissolution chimique d'un milieu poreux par un fluide réactif - I. Modèle pour le phénomène de «verrouillage», Chem. Eng. Sci. 48, 1, 169–178. [[Google Scholar](#)]
- Daccord G., Liétard O., Lenormand R. (1993) Dissolution chimique d'un milieu poreux par un fluide réactif - II. Convection vs réaction, diagramme de comportement, Chem. Eng. Sci. 48, 1, 179–186. [[Google Scholar](#)]
- Schechter RS, Gidley JL (1969) Le changement dans la distribution de la taille des pores des réactions de surface dans les milieux poreux, AIChE J. 15, 3, 339–350. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Hung KM, Hill AD, Sepehrnoori K. (1989) Un modèle mécaniste de croissance des trous de ver dans l'acidification de la matrice de carbonate et la fracturation acide, J. Petrol. Technol. 41, 1, 59–66. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Gdanski R. (1999) Un modèle fondamentalement nouveau de vermiculation acide dans les carbonates, dans: Proceedings of the SPE European Formation Damage Conference, Society of Petroleum Engineers, La Haye, Pays-Bas, pp. 1–10. [[Google Scholar](#)]
- Gong M., El-Rabaa AM (1999) Modèle quantitatif du processus de verrouillage dans l'acidification du carbonate, dans: Proceedings of Society of Petroleum Engineers, pp. 1–11. [[Google Scholar](#)]
- Buijse MA (2000) Comprendre les mécanismes de verrouillage peut améliorer les traitements acides dans les formations carbonatées, SPE Prod. Facil. 15, 3, 168–175. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Hoefner ML, Fogler HS (1988) L'évolution des pores et la formation des canaux pendant l'écoulement et la réaction en milieu poreux, AIChE J. 34, 1, 45–54. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Kang Q., Lichtner PC, Viswanathan HS, Abdel-Fattah AI (2010) Modélisation à l'échelle des pores du transport réactif impliqué dans la séquestration géologique du CO₂, Transp. Porous Media 82, 1, 197–213. [[Google Scholar](#)]
- Budek A., Szymczak P. (2012) Modèles de réseau de dissolution de milieux poreux, Phys. Rev. E 86, 5, 056318. [[Google Scholar](#)]
- Tansey J. (2014) Pore-network modeling of carbonate acidization, in: Proceedings of the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Society of Petroleum Engineers, pp. 1–10. [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Yao J., Couples GD, Ma J., Huang Z., Sun H. (2017) Modélisation et simulation de la formation de trous de ver lors de l'acidification des roches carbonatées fracturées, J. Petrol. Sci. Eng. 154, 284–301. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Yao J., Liu P., Huang Z., Wang Y., Yan X. (2017) Analyse des facteurs d'influence sur les conditions optimales de stimulation du traitement acidifiant dans les réservoirs de carbonate, Sci. Pêche. Technologie. 47, 1, 1–16. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Yao J., Liu P., Huang Z., Wang Y., Yan X., Zeng Q. (2017) Statut et progrès des simulations d'écoulement réactif pour les réservoirs de carbonate, Earth Sci. 42, 8, 1263–1272. [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Yao J., Couples GD, Huang Z., Hai S., Ma J. (2017) Modélisation numérique et analyse de l'écoulement réactif et de la formation de trous de ver dans les roches carbonatées fracturées, Chem. Eng. Sci. 172, 143–157. [[Google Scholar](#)]
- Fredd CN, Miller MJ (2000) Validation of carbonate matrix stimulation models, in: Proceedings of the SPE International Symposium on Formation Damage Control, Society of Petroleum Engineers, pp. 1–14 [[Google Scholar](#)]
- Golfier F., Cesar Z., Bazin B., Lenormand R., Lasseux D., Quintard M. (2002) Sur la capacité d'un modèle à l'échelle de Darcy à capturer la formation de trous de ver lors de la dissolution d'un milieu poreux, J. Fluid. Mech. 457, 213–254. [[Google Scholar](#)]
- Panga MKR, Ziauddin M., Balakotaiah V. (2005) Modèle de continuum à deux échelles pour la simulation des trous de ver dans l'acidification des carbonates, AIChE J. 51, 12, 3231–3248. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Maheshwari P., Ratnakar RR, Kalia N., Balakotaiah V. (2013) Simulation et analyse 3-D de la dissolution réactive et de la formation de trous de ver dans les roches carbonatées, Chem. Eng. Sci. 90, 258–274. [[Google Scholar](#)]
- Ghommem M., Zhao W., Dyer S., Qiu X., Brady D. (2015) Carbonate acidizing: Modélisation, analyse et caractérisation de la formation et de la propagation des trous de ver, J. Petrol. Sci. Eng. 131, 18–33. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Liu X., Ormond A., Bartko K., Li Y., Ortoleva P. (1997) Un simulateur géochimique de réaction-transport pour l'analyse et la conception d'acidification de la matrice, J. Petrol. Sci. Eng. 17, 1, 181–196. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Kalia N., Balakotaiah V. (2007) Modélisation et analyse de la formation de trous de ver dans la dissolution réactive des roches carbonatées, Chem. Eng. Sci. 62, 4, 919–928. [[Google Scholar](#)]
- Cohen CE, Ding D., Quintard M., Bazin B. (2008) De l'échelle des pores à l'échelle du puits de forage: impact de la géométrie sur la croissance des trous de ver dans l'acidification des carbonates, Chem. Eng. Sci. 63, 12, 3088–3099. [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Couples GD, Yao J., Huang Z., Song W., Ma J. (2018) Une méthode générale pour simuler la dissolution réactive dans des roches carbonatées à géométrie arbitraire, Comput. Geosci. 22, 5, 1187–1201. [[Google Scholar](#)]
- Kalia N., Balakotaiah V. (2010) Wormholing in perforated completions, dans: Proceedings of the SPE International Symposium and Exhibition on Formation Damage Control, Society of Petroleum Engineers, Lafayette, pp. 1–17. [[Google Scholar](#)]
- Ratnakar R., Kalia N., Balakotaiah V. (2012) Carbonate matrix acidizing with gelled acid: An experiment-based model study, in: Proceedings of the SPE International Production and Operations Conference & Exhibition, Society of Petroleum Engineers, p. 1–16. [[Google Scholar](#)]
- Maheshwari P., Balakotaiah V. (2013) 3D simulation of carbonate acidization with HCl: Comparison with experiences, in: Proceedings of the SPE Production and Operations Symposium, Society of Petroleum Engineers, Oklahoma, pp. 1–17. [[Google Scholar](#)]
- Ratnakar RR, Kalia N., Balakotaiah V. (2013) Modélisation, analyse et simulation de la formation de trous de ver dans les roches carbonatées avec des acides réticulés *in situ*, Chem. Eng. Sci. 90, 179–199. [[Google Scholar](#)]
- Maheshwari P., Maxey J., Balakotaiah V. (2015) Modélisation de la dissolution réactive et comparaison expérimentale de la formation de trous de ver dans les carbonates avec des acides gélifiés et émulsionnés, SPE Prod. Oper. 31, 2, 103–119. [[Google Scholar](#)]
- Maheshwari P., Maxey JE, Balakotaiah V. (2014) Simulation and analysis of carbonate acidization with gell and emulsified acid, in: Proceedings of the Abu Dhabi International Petroleum Exhibition and Conference, Society of Petroleum Engineers, Abu Dhabi, pp. 1–28. [[Google Scholar](#)]

- Kalia N., Balakotaiah V. (2009) Effet des hétérogénéités moyennes sur la dissolution réactive des carbonates, *Chem. Eng. Sci.* 64, 2, 376–390. [[Google Scholar](#)]
- Izgec O., Zhu D., Hill AD (2010) Enquête numérique et expérimentale sur le verrouillage acide lors de l'acidification des roches carbonatées vuggy, *J. Petrol. Sci. Eng.* 74, 1, 51–66. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Kalia N., Glasbergen G. (2009) Formation de trous de ver dans les carbonates dans des conditions de température variables, dans: *Proceedings of the European Formation Damage Conference, Society of Petroleum Engineers, Scheveningen*, pp. 1–19. [[Google Scholar](#)]
- Kalia N., Glasbergen G. (2010) Fluid temperature as a design parameter in carbonate matrix acidizing, in: *Proceedings of the SPE Production and Operations Conference and Exhibition, Society of Petroleum Engineers*, pp. 1–21. [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Yan X., Yao J., Sun S. (2019) Modélisation et analyse du processus d'acidification dans les roches carbonatées à l'aide d'un modèle couplé thermo-hydrologique-chimique à deux phases, *Chem. Eng. Sci.* 207, 215–234. [[Google Scholar](#)]
- Wu Y., Salama A., Sun S. (2015) Simulation parallèle de la propagation des trous de ver avec le cadre Darcy – Brinkman – Forchheimer, *Comput. Geotech.* 69, 564–577. [[Google Scholar](#)]
- Yuan T., Yang N., Qin G. (2016) Modélisation numérique et simulation de processus couplés de dissolution minérale et d'écoulement de fluide dans des formations carbonatées fracturées, *Transp. Porous Media* 114, 3, 747–775. [[Google Scholar](#)]
- Zeng Q., Yao J., Shao J. (2020) Une solution d'éléments finis étendue pour la fracturation hydraulique avec couplage thermo-hydro-élastique-plastique, *Comput. Méthodes Appl. Mech. Eng.* 364, 112967. [[Google Scholar](#)]
- Yan X., Huang Z., Yao J., Li Y., Fan D., Sun H., Zhang K. (2018) Un modèle hybride numérique efficace pour l'écoulement multiphase dans les réservoirs de schiste fracturé déformable, *SPE J.* 23, 4, 1412–1437. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Li J., Zhang T., Sun S., Yu B. (2019) Etude numérique du modèle d'ordre réduit POD pour les prédictions rapides d'écoulements diphasiques dans des milieux poreux, *Int. J. Numer. Meth. Heat Fluid Flow* 29, 11, 4167–4204. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Seagraves AN, Smart ME, Ziauddin ME (2018) Fundamental wormhole features in acid stimulation of perforated carbonates, in: *Proceedings of the SPE International Conference and Exhibition on Formation Damage Control, Society of Petroleum Engineers, Lafayette, Louisiana, USA*, 50 p. [[Google Scholar](#)]
- Li Y., Liao Y., Zhao J., Peng Y., Pu X. (2017) Simulation et analyse de la formation de trous de ver dans les roches carbonatées en tenant compte du processus de transmission de la chaleur, *J. Nat. Gaz. Sci. Eng.* 42, 120–132. [[Google Scholar](#)]
- Liu P., Xue H., Zhao L., Zhao X., Cui M. (2016) Simulation de la propagation de trous de ver multi-échelles 3D dans les carbonates en considérant la distribution spatiale de corrélation des propriétés pétrophysiques, *J. Nat. Gas Sci. Eng.* 32, 81–94. [[Google Scholar](#)]
- Liu N., Liu M. (2016) Simulation et analyse de la propagation des trous de ver par l'acide VES dans l'acidification des carbonates, *J. Petrol. Sci. Eng.* 138, 57–65. [[CrossRef](#)] [[Google Scholar](#)]
- Maheshwari P., Balakotaiah V. (2013) Comparaison des expériences d'acidification du carbonate HCl avec des simulations 3D, *SPE J.* 28, 4, 402–413. [[Google Scholar](#)]
- Liu M., Zhang S., Mou J., Zhou F. (2013) Comportement de propagation des trous de ver dans des conditions de réservoir en acidification carbonatée, *Transp. Porous Media* 96, 1, 203–220. [[Google Scholar](#)]

Tous les tableaux

Tableau 1 Liste des paramètres et des nombres sans dimension utilisés dans la simulation.

[Dans le texte](#)

Tous les chiffres

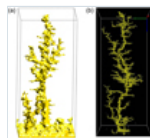


Fig. 1

Comparaison de (a) les structures de trous de ver simulées à l'aide du modèle présenté avec et (b) l'observation expérimentale rapportée par Seagraves *et al.* [49].

[Dans le texte](#)

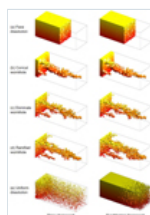


Fig. 2

Modèles de dissolution obtenus à partir de simulations en utilisant le cadre de Darcy et Forchheimer.

[Dans le texte](#)

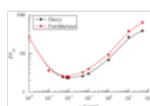


Fig. 3

Courbes de percée obtenues à partir de simulations avec du framework Darcy et Forchheimer.

[Dans le texte](#)

[Contacts](#)

[Politique de confidentialité](#)