

(19)



Europäisches Patentamt
European Patent Office
Office européen des brevets



(11)

EP 0 743 423 A1

(12)

DEMANDE DE BREVET EUROPEEN

(43) Date de publication:
20.11.1996 Bulletin 1996/47

(51) Int Cl.6: E21B 44/00

(21) Numéro de dépôt: 96401030.0

(22) Date de dépôt: 13.05.1996

(84) Etats contractants désignés:
BE DE GB IT NL

(71) Demandeur: INSTITUT FRANCAIS DU PETROLE
92500 Rueil Malmaison (FR)

(30) Priorité: 15.05.1995 FR 9505825

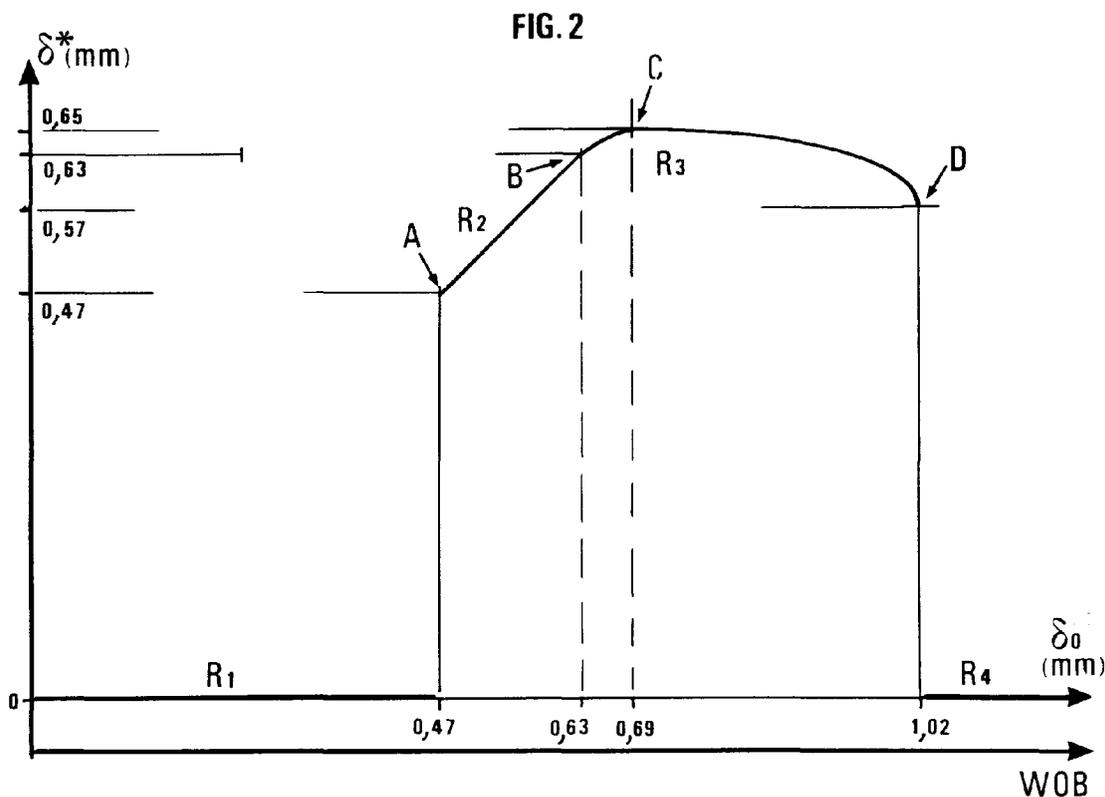
(72) Inventeur: Putot, Claude
78620 L'Etang la Ville (FR)

(54) Procédé de détermination des conditions de forages comportant l'utilisation d'un modèle

(57) _La présente invention concerne une méthode permettant d'améliorer les performances de forage dans laquelle on met en oeuvre un modèle de foration.

d'évacuation des débris de roche par un fluide, en calculant un bilan matière à partir de la production de débris de roche par le taillant ayant pénétré dans la roche d'une profondeur δ , d'un lit de débris d'une épaisseur l , d'une lame de fluide d'épaisseur h comprise entre le lit de débris et le corps (3), la lame fluide ayant une concentration c en débris.

_ Le modèle prend en compte les effets de destruction d'une roche (2) par un taillant (1) fixé sur un corps d'outil (3) entraîné en rotation et les effets



EP 0 743 423 A1

Description

La présente invention concerne une méthode permettant de déterminer les conditions de forage d'un outil comportant plusieurs taillants en interaction avec une roche. La méthode comporte l'utilisation d'un modèle de foration fondé sur le couplage des effets de destruction de la roche par les taillants et des effets de l'évacuation des déblais par un fluide. L'invention s'applique de préférence à l'étude du phénomène de bourrage d'un outil du type PDC. Le bourrage est un dysfonctionnement fréquemment observé par le foreur et très néfaste car il peut diminuer très fortement la vitesse d'avancement du forage et parfois même, dans certains terrains, annihiler irréversiblement les effets de foration.

Plusieurs travaux ont déjà été présentés, mais aucun ne prend en compte le dégagement de matière comme le fait la représentation modélisée dans la présente méthode. Les principaux travaux sont cités dans la liste des références ci-incluse.

Ainsi, la présente invention concerne une méthode permettant d'améliorer les performances de forage dans laquelle on met en oeuvre un modèle de foration. Le modèle prend en compte les effets de destruction d'une roche par au moins un taillant fixé sur un corps d'outil entraîné en rotation et les effets d'évacuation des débris de roche par un fluide, en calculant un bilan matière à partir :

- de la production de débris de roche par le taillant ayant pénétré dans la roche d'une profondeur δ ,
- d'un lit de débris recouvrant la roche sous une épaisseur l ,
- d'une lame de fluide d'épaisseur h comprise entre le lit de débris et le corps, la lame fluide ayant une concentration c en débris,
- de paramètres de commandes,
- de paramètres d'environnement.

Par la méthode, on détermine les conditions de forage en fonction de la réponse du modèle pour des valeurs déterminées desdits paramètres.

L'un au moins des paramètres: poids sur l'outil, vitesse de rotation de l'outil et débit de fluide, peut être un paramètre de commande.

Dans le modèle, la portance W de l'outil peut être décomposée en une composante solide W_s et une composante hydraulique W_h fonction notamment de la lame fluide.

On peut considérer un étalement granulométrique des débris distribués selon une loi normale fonction de la profondeur δ de l'entaille, de moyenne μ lié à la ductilité de la roche et d'une dispersion caractérisée par l'écart-type σ .

Le bilan matière solide $B(t)$ peut être tel que $B(t) = B^+(t) - B^-(t)$, dans lequel $B^+(t)$ est un terme de production de débris dépendant de δ et correspondant au rythme de destruction de la roche, et $B^-(t)$ est un terme d'expulsion dépendant de l et h .

On peut représenter le forage comme un système dynamique comportant, dans la représentation interne classique par variables d'état x , des entrées u qui seront celles d'un système de commandes "poids sur outil", vitesse de rotation des tiges, puissance hydraulique, système soumis également à des perturbations non contrôlables v associées à la variabilité des propriétés des roches. Par le moyen du présent modèle, le système est observé grâce aux variables de sortie y qui peuvent être, entre autres, le couple au niveau de l'outil, la vitesse de pénétration dans l'axe du trou, des indicateurs liés au niveau vibratoire comme l'élargissement de diamètre du trou, des indicateurs d'usure des taillants de la tête de forage, malheureusement difficiles à concevoir, l'ensemble de ces variables de sortie pouvant être perturbé par un bruit w .

L'optimisation de la foration peut ainsi être la recherche d'une stratégie de commande qui permette au foreur:

- d'éviter les risques relatifs à des écueils localisés, par exemple, liés à des intercalations de roche très dures ou, à l'autre extrême, susceptibles d'entraîner le bourrage de l'outil,
- d'avoir une stratégie cohérente à l'échelle du forage: par exemple, la détermination du nombre et de la durée d'utilisation optimaux des outils de forage, ou la nécessité d'une adaptation de la conduite du forage au fur et à mesure de l'usure des taillants.

Il est clair également que la présente méthode peut permettre d'aider à une détermination de la structure des outils de forage : par exemple, forme et implantation des taillants, détermination des écoulement hydrauliques dans le voisinage de la destruction de la roche.

Les références suivantes, peuvent servir d'illustration de l'arrière-plan technologique du domaine concerné ainsi que de compléments à la description de la présente invention.

Andersen E.E. and Azar J.J., 1990, "PDC performance under simulated borehole conditions" SPE 20412, New Orleans sept. 1990.

Cheatham C.A. and Nahm J.J., 1990, "Bit balling in water-reactive shale during full-scale drilling rate tests" IADC/SPE n° 19926, Houston.

Déliac E.P., 1986, "Optimisation des machines d'abattage à pics" Doctoral Dissertation, U. Paris 6 ed by ENSMP/CGES France.

5 Detournay E. and Atkinson C., 1991, "Influence of pore pressure on the drilling response of PDC bits", Rock Mechanics as a Multidisciplinary Science, Roegiers (ed.), Rotterdam.

Detournay E. and Defourny P., 1992, "A Phenomenological Model for the Drilling Action of Drag Bits", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol. 29, No. 1, p13-23.

10 Falconer I.G., Burgess T.M. and Sheppard M.C., 1988, "Separating Bit and Lithology Effects from Drilling, Mechanics Data", IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, feb 28-march 2, 1988.

Garnier A.J. and van Lingen N.H., 1958, "Phenomena affecting drilling rates at depth" SPE fall meeting, Houston.

Glowka D.A., 1985, "Implications of Thermal Wear Phenomena for PDC Bit Design and Operation", 60th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers in Las Vegas, sept 22-25, 1985, SPE 14222.

15 Karasawa H. and Misawa S., 1992, "Development of New PDC Bits for Drilling of Geothermal Wells - Part 1 : Laboratory Testing", Journal of Energy Resources Technology, dec 1992, vol.114 p 323.

Pessier R.C. and Fear M.J., 1992, "Quantifying common drilling problems with mechanical specific energy and a bit specific coefficient of sliding friction" SPE 24584.

Pessier R.C., Fear M.J., and Wells M.R., 1994, "Different shales dictate fundamentally different strategies in hydraulics, bit selection, and operating practices".

20 Pierry J. and Charlier R., 1994, "Finite element modelling of shear band localization and application to rock cutting by a PDC tool" SPE/ISRM Eurock Conference, Delft.

Putot C., 1995, "Un modèle de foration prenant en compte les effets de destruction de la roche et d'évacuation des déblais", 2e Colloque national en calcul des structures, Giens.

25 Sellami H., 1987, "Etude des pics usés, application aux machines d'abattage" Doctoral Dissertation ENSMP/CGES France.

Sellami H., Fairhurst C., Déliac E. and Delbast B., 1989, "The Role of in-situ Stresses and Mud Pressure on the Penetration of PDC bits" Rock at Great Depth, Maury & Fourmaintraux eds, Rotterdam 1989.

Sinor A. and Warren T.M., 1989, "Drag Bit Wear Model", SPE Drilling Engineering, June 1989, p 128.

30 Sinor A., Warren T.M., Behr S.M., Wells M.R. and Powers J.R., 1992, "Development of an anti-whirl core bit", SPE 24587.

Wardlaw H.W.R., 1971, "Optimization of Rotary Drilling Parameters" PHD Dissertation, U. of Texas.

Warren T.M. and Winters W.J., 1986, "Laboratory Study of Diamond-Bit Hydraulic Lift", SPE Drilling Engineering, aug 1986.

Warren T.M., 1987 "Penetration-Rate Performance of Roller-Cone Bits", SPE Drilling Engineering, march 1987.

35 Warren T.M. and Armagost W.K. "Laboratory drilling performance of PDC bits" SPE Drilling Engineering, june 1989.

Warren T.M. and Sinor A., "Drag-bit performance modeling", SPE Drilling Engineering, june 1989.

Wells R., "Dynamics of rock-chip removal by turbulent jetting" SPE Drilling Engineering, june 1989.

Zijsling D.H. "Single cutter testing : a key for PDC bit development" SPE 16529 Offshore Europe Aberdeen, 1987.

40 La présente invention sera mieux comprise à la description suivante, illustrée par les figures ci-annexées, parmi lesquelles :

- Les figures 1A et 1B représentent le modèle physique dans les conditions initiales et en cours d'évolution à l'instant t .
- La figure 2 représente la courbe d'équilibre obtenue dans le cas d'une application particulière du modèle selon l'invention.

50 Le modèle présenté ci-après est un modèle d'évolution non linéaire avec, dans une première variante, trois variables indépendantes supposées caractériser complètement l'état du système de forage. Il s'agit en fait d'un modèle de taillant dit "local" dont le fonctionnement suffit à décrire, dans cette variante, une moyenne du comportement global de l'outil de forage.

Sur la figure 1B, le taillant est en interaction avec la roche vierge 2 et la pénétration actuelle δ constitue une première variable d'état. La figure 1A montre les conditions initiales où le taillant de hauteur H , fixé sur un corps 3, a pénétré de la profondeur δ_0 dans la roche. Des études spécifiques sont conduites par ailleurs sur le processus de coupe qui montrent la difficulté de la prise en compte et la diversité des modes de représentation : indépendance plus ou moins garantie des effets de coupe et de butée, lien non nécessairement biunivoque de la pénétration et de l'effort normal, justifié par la théorie de la plasticité, influence de reprises successives (écrouissage).

L'hypothèse retenue dans ce travail consiste à se contenter d'un lien biunivoque entre effort normal s'exerçant sur le taillant et enfoncement. Soit W_S l'effort vertical dit "solide" associé à cette pénétration. Le lien de W_S avec δ sera

explicité ci-après.

Chacun des N_C taillants équivalents constituant l'outil produit des copeaux de roche et cette production instantanée, supposée proportionnelle à δ est partiellement évacuée dans l'espace annulaire, partiellement stockée au voisinage immédiat du taillant sous forme d'un lit de débris dont l'épaisseur actuelle est la *seconde variable d'état* de notre formulation, baptisée l ; ce lit de débris est supposé tapisser uniformément le front rocheux.

L'espace résiduel entre le corps de l'outil et le lit de débris permet l'évacuation des copeaux de roche. Cette évacuation est rendue difficile lorsque l'espace résiduel est restreint ; on notera h l'épaisseur de lame fluide, évidemment liée à la hauteur totale H du taillant à l'état neuf par la relation :

$$H = h + \delta + l + \gamma$$

où γ est la hauteur de lame usée, grandeur lentement évolutive que nous considérerons en fait comme paramètre. L'évacuation est également entravée lorsque la viscosité équivalente de la suspension est augmentée, en raison de l'accroissement de concentration en particules solides. Ces deux effets sont traduits par la relation suivante :

$$W_H = \frac{N\delta\eta D_B^4}{h^3}$$

On pourra se référer à l'article de Jordaan I.J., Maes M.A. and J.P. Nadreau, 1988, "The crushing and clearing of ice in fast spherical indentation tests", Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Houston.

La *troisième variable d'état* s'introduit aussi tout naturellement : il peut s'agir de la concentration c de la suspension mais l'on fera plutôt choix de la viscosité dynamique "équivalente" associée η ou de la viscosité cinématique équivalente ν (à distinguer de la viscosité ν_0 du fluide proprement dit).

Comme il a été annoncé, on définit comme commandes les grandeurs sur lesquelles une intervention est possible ou souhaitable ; ce sont essentiellement :

- le poids sur outil W
- la vitesse de rotation N
- le débit fluide ou la puissance hydraulique ; en fait, dans le présent modèle,

la vitesse de l'écoulement en sortie de duse v_n .

Dans le présent exemple, ces grandeurs sont supposées constantes et donc assimilables aux nombreux paramètres du problème. On pourra néanmoins envisager la réponse du système à une perturbation de cette commande, et considérer divers types de régulation associées à la variabilité des propriétés des roches.

Dans le présent modèle, l'analyse de la décomposition du poids sur l'outil repose sur le principe de séparation entre une composante classique dite solide W_S justiciable des formules de représentation habituelles, et une portance hydraulique W_H qui s'accroît considérablement lorsque l'épaisseur h de la tranche fluide diminue et la viscosité équivalente η s'accroît ; on écrit :

$$W = W_S + W_H$$

La composante solide W_S est explicitée selon l'article de Kuru E. and Wojtanowicz A.K., 1988, "A Method for Detecting In-Situ PDC Dull and Lithology Change", IADC/SPE Drilling Conference, Dallas, feb 28, march 2, 1988.

A_γ l'aire de butée de chaque taillant au stade d'usure γ

$A_c(\delta)$ l'aire de coupe lorsque l'usure est γ , la pénétration solide δ

S_p et S_c les résistances de la roche, respectivement en compression et au cisaillement

N_C nombre de taillants

D_B le diamètre de l'outil

α et μ^+ caractéristiques liées à l'interface outil/roche

On écrit:

EP 0 743 423 A1

$$\frac{W_S}{N_c A_\gamma} = S_p + \frac{A_c(\delta)}{A_\gamma} S_c (\sin \alpha + \mu^+ \cos \alpha)$$

5 La composante hydraulique est explicitée selon l'article de Jordaan I.J., Maes M.A. and J.P. Nadreau, 1988, "The crushing and clearing of ice in fast spherical indentation tests", Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Houston.

$$10 \quad W_H = \frac{N \delta \eta D_B^4}{h^3}$$

η viscosité (dynamique) équivalente de la suspension boue plus particules solides.

La circulation contrariée du fluide de forage (enrichi en particules) et en particulier la perte de charge au front de l'outil sont des indicateurs de cet effet de portance.

15 La présente invention décrit également un modèle de rupture de roche intégré au modèle de foration.

Il s'agit d'un modèle de représentation avec un schéma idéalisé de copeau parallélépipédique d'épaisseur δ et d'aire carrée, de côté $m D_c$, où D_c est le diamètre hydraulique considéré pour l'évacuation. Malgré la simplicité de cette géométrie, on considère qu'il est important de prendre en compte un étalement granulométrique.

On considère ainsi une distribution gaussienne de tailles D_c qui tient compte :

20

- de la profondeur actuelle de l'entaille δ
- de la ductilité de la roche exprimée au travers du paramètre $\mu = E(D_c)/\delta$
- d'une dispersion caractérisée par l'écart-type σ .

25 $E(D_c)$ exprime la moyenne de la distribution en tailles et μ reflète le degré de ductilité de la roche rompue dans les conditions du forage, caractéristique supposée indépendante de δ ; $m \geq 1$ est un paramètre liant diamètre hydraulique et géométrie ; on supposera souvent $m = 1$.

Plutôt que la variable D_c , on pourra préférer introduire le nombre n de copeaux libérés par chacun des N_c taillants d'un outil de diamètre D_B au cours d'une révolution, de sorte que:

30

$$n = \frac{\pi}{4m^2 N_c} \left[\frac{D_B}{D_c} \right]^2$$

35

Dans l'article "A Dynamic Model for Rotary Rock Drilling", Journal of Energy Resources Technology, June 1982, vol 104 p 108, des auteurs Eronini I. E., Somerton W.H. and Auslander D.M., 1982, on considère, pour un outil tricône, un modèle d'évacuation de copeau qui est reproduit ici avec, cependant, l'introduction d'une granulométrie "étalée".

L'expression des efforts hydrodynamiques s'exerçant sur le copeau de roche délimité par la rupture, utilisée dans le présent modèle, est également décrit dans l'article ci-dessus.

40

Les fondements du modèle sont les suivants :

45 Pour libérer le copeau, il faut en premier lieu vaincre l'effet de rétention dû à la différence de pression existant entre pression de boue et pression de pore dont l'effet est considérable devant celui de la gravité ; l'effort associé est supposé vaincu par l'effet de portance seul F_L (L=lift) dont l'expression est présentée en annexe 1. La constante de temps τ_L du processus est extrêmement courte et donc négligée vis-à-vis de celle associée à l'effet d'entraînement proprement dit (F_D et τ_D ; D = drag). Le copeau est ensuite accéléré depuis la position où il est conceptuellement sorti de son logement sous l'effet de l'effort de traînée F_D jusqu'à l'espace annulaire;

50

Soit ω_o le poids propre du copeau de roche de taille courante D_c et ω_c l'effort de succion s'exerçant sur ce fragment pour le retenir ; la condition d'évacuation s'écrit :

55

$$\frac{F_L}{\omega_o} \geq \frac{\omega_c}{\omega_o}$$

avec un modèle de représentation de ω_c dû à Eronini (1982), dont le détail n'est pas reproduit ici, condensé grâce au paramètre λ , en fonction notamment de la présence d'un cake dont la perméabilité est supposée connue.

EP 0 743 423 A1

$$\frac{F_L}{\omega_o} \geq 1 + \frac{\lambda P}{\delta \rho_o g}$$

5 ρ_o masse volumique des particules solides.
 En pratique, le terme 1 est tout à fait négligeable devant le second.
 Seules les particules caractérisées par $D_c \leq D_c^o$ sont expulsées, où D_c^o est la dimension de copeau réalisant exactement l'équilibre entre effort de succion et effet de portance :

10

$$\frac{F_L}{\omega_o} = \frac{\omega_c}{\omega_o}$$

15 La position de D_c^o par rapport à la courbe granulométrique conditionne la proportion de particules "évacuées" par rapport à celles "produites".

On supposera que les distributions sont normales ; la répartition de tailles D_c en fonction de δ dépend, certes, de la ductilité de la roche mais on a supposé qu'il n'y a pas d'effet d'échelle et que seule la distribution D_c / δ est à caractériser.

On montre que :

- 20
- Le seuil de décollement est d'autant plus élevé que l'épaisseur δ est plus petite.
 - Le fractionnement en un nombre de copeaux élevé (roche ductile avec μ faible) favorise le décollement et donc les possibilités d'évacuation.
 - L'augmentation du débit (à travers la vitesse en sortie de duse v_n) et de la viscosité stimulent évidemment l'évacuation.
- 25

L'écriture du bilan de masse est effectuée comme suit :
 Supposant un instant que la granulométrie *ne soit pas étalée*. On écrit alors :

30

$$\begin{aligned} dV_R / dt &= 0 && \text{si } F_L < \omega_c \\ &= N_c \cdot V_f / \tau_D && \text{si } F_L \geq \omega_c \end{aligned}$$

35 où $\tau = \tau_D$ puisque l'accélération du copeau s'effectue principalement sous l'effet des efforts de traînée. V_f est le volume élémentaire du copeau et N_c le nombre de sites de production, autrement dit, le nombre de taillants. \dot{V}_R homogène à un volume par unité de temps, est le débit d'évacuation solide.

Le rythme de production solide (volume par unité de temps) doit être supposé égal à :

40

$$\frac{\pi D_B^2 N \delta}{4}$$

ce qui donne un bilan de progression, exprimé cette fois en unité de longueur par unité de temps :

45

$$\dot{s} = N \delta \frac{\dot{V}_R}{\frac{\pi D_B^2}{4}}$$

50 si ce bilan est positif, il y a accumulation de débris et enrichissement de la suspension ; si le bilan est négatif, les conclusions sont inversées en présence d'un fond enrichi de matières solides ; sinon, l'évacuation est parfaite et il n'y a pas lieu de se poser le présent problème.

Nous utilisons dans le présent modèle une *granulométrie distribuée* selon la loi normale ; plus précisément D_c/δ est supposée *distribuée* selon une loi normale de moyenne μ et d'écart-type σ . Il en résulte un facteur de minoration χ (calculé en annexe 2) multiplicateur de $N_c V_f / \tau_D$ fonction, comme il a été dit plus haut, du décalage entre D_c^o , taille de copeau réalisant exactement l'équilibrage, et la distribution. On écrit donc :

55

EP 0 743 423 A1

$$\dot{V}_R = \chi N_c \frac{\omega_c^o}{\tau_D}$$

5

ω_c^o est le poids de copeau dont la taille est D_c^o (pour l'épaisseur δ)
 Le cheminement du calcul est présenté en annexe 1.
 Il permet d'évaluer successivement, pour le copeau de taille courante D_c :

- 10
- l'effort de portance F_L
 - l'effort de traînée F_D et le temps caractéristique associé τ_D

Le bilan se présente alors sous la forme :

15

$$\dot{s}^+ = N\delta$$

$$\dot{s}^- = m_0\chi(\delta)$$

20

où m_0 est défini plus loin.

Le terme d'évacuation ne dépend de δ que par l'intermédiaire de χ et est conditionné, à technologie fixée, par :

- 25
- la vitesse v_n
 - la viscosité de la boue
 - la pression de rétention λP
 - la densité de boue essentiellement, la densité de copeaux accessoirement.

30 Pour éviter la notation dérivée du type $\frac{ds}{dt} = \dot{s}$, nous notons $B(\delta)$ le bilan, homogène à une accumulation (longueur) par unité de temps.

En fait, on opère dans ce qui suit deux modifications :

(i) la première est une modification de pure forme consistant, par souci d'homogénéité, à rendre adimensionnelle à en la remplaçant par $y_1 = \delta/\delta_0$.

35 On note encore B le bilan adimensionnel, homogène à l'inverse d'un temps, de sorte que :

$$B(y_1) = Ny_1 - m_1\chi(y_1)$$

40 (ii) la seconde est réalisée pour rendre compte assez correctement du phénomène de bourrage notamment. Elle consiste à reconnaître la dépendance du terme d'expulsion vis-à-vis des variables d'état l et h . Il nous est apparu assez commode, dans un premier temps, de rendre compte du phénomène en faisant dépendre le terme d'expulsion de la seule variable adimensionnelle $y_3 = l/\delta_0$ de sorte que :

45

$$B(y_1, y_3) = Ny_1 - m_1(y_3)\chi(y_1)$$

où la dépendance $m_1(y_3)$ est explicitée en annexe 3.

50 En toute rigueur, le terme d'expulsion dépend également visiblement de l'épaisseur résiduelle actuelle de la lame fluide, soit h , qui est plutôt considérée comme paramètre dans l'annexe 3.

En définitive, le bilan matière solide comporte un terme de production \mathbf{B}^+ correspondant au rythme de destruction de la roche et un terme d'expulsion \mathbf{B}^- . Pour ce qui est de la dépendance vis-à-vis des variables d'état y_1, y_2, y_3 , on a fait le choix suivant :

55

$$\mathbf{B}^+(t) = \mathbf{B}^+(y_1) \text{ roche détruite}$$

EP 0 743 423 A1

$$B^-(t) = B^-(y_1, y_3) \text{ roche expulsée}$$

5

$$B(t) = B^+(t) - B^-(t)$$

$$y_1(t) = \delta(t)/\delta_0 \text{ entaille réduite dans la roche vierge}$$

10

$$y_2(t) = \text{Log } h(t)/h_0 \text{ viscosité équivalente de la suspension}$$

$$y_3(t) = l(t)/\delta_0 \text{ épaisseur réduite du lit de débris}$$

15

$$B^-(y_1, y_3) = m_0 f_v(y_3) \chi_{\mu/\sigma}(y_1) = m_0 f_v^*(Z) \chi_{\mu/\sigma}^*(X)$$

20

m_0 "jauge" de l'évacuation, norme du terme d'expulsion

$\chi_{\mu/\sigma}^*(\chi)$ dépendance, dite principale, vis-à-vis de la pénétration (y_1) ; issue de la fonction de répartition de la loi normale

$f_v^*(Z)$ modulation de l'expulsion selon l'épaisseur du lit de débris (y_3)

25

$$m_0 = \frac{a_d}{a_c} \frac{4}{\pi} a_1^4 \frac{N_c}{m_8} \left(\frac{d}{D_B} \right)^9 \frac{\rho_m^5}{\rho_c} \left(\frac{dv_n}{v_0} \right)^{-\frac{9}{4}} \frac{v_n^9}{(\lambda P)^4}$$

30

a_d, a_c, a_1 coefficients utilisés dans la formulation hydrodynamique et dont les valeurs peuvent être trouvées dans l'article d'Eronini

d diamètre de duse ; v_n vitesse de fluide en sortie de duse

D_B diamètre de l'outil

ρ_m, ρ_c masses volumiques de la boue et de la roche respectivement

35

λP effet de rétention par pression différentielle au travers du copeau

x et z sont des variables associées respectivement à y_1 et y_3 permettant une écriture explicite (Annexes 2 et 3).

40

Avant réduction à trois variables d'état, le problème comporte *a priori* cinq variables dont trois de type *géométrique* : δ, l, h respectivement profondeur d'entaille dans la roche vierge, épaisseur de lit de débris et épaisseur de la tranche fluide. (γ hauteur usée de lame est une variable d'évolution lente en comparaison de celles qui seront étudiées dans ce problème ; elle intervient donc ici comme paramètre) ; puis deux variables d'état de type *concentration* de la suspension ; c la concentration, ν la viscosité cinématique "équivalente" associée (à distinguer de la viscosité ν_0 du fluide de forage proprement dit).

Les équations d'évolution résultent de l'écriture :

45

- d'une *équation de conservation* de la somme des épaisseurs des différentes tranches qui, exprimée sous forme différentielle sur les variables dimensionnelles δ, l, h s'énonce :

50

$$d\delta + dl + dh = 0$$

55

- d'une *écriture de répartition* du bilan de matière $B(y_1, y_3)$ ou taux d'accumulation ds/dt entre contributions partielles dues à :

- épaulement du lit de débris (dl)
- augmentation de concentration de la suspension ($h \text{ dc}$)
- diminution d'épaisseur de la lame fluide ($c \text{ dh}$)

EP 0 743 423 A1

de sorte que :

$$dl + cdh + hdc = ds$$

5

- de la loi de commande $W = cte = W_S + W_H$

L'expression de W_S et W_H mentionnée plus haut permet d'explicitier, toujours sous forme différentielle, cette commande très particulière. On utilise la notation condensée :

10

$$W_{S,\delta} = \frac{dW_S}{d\delta} = S_c N_c (\sin \alpha + \mu^+ \cos \alpha) \frac{dA_c}{d\delta}$$

15

et on suppose que cette grandeur est invariante avec δ . La relation différentielle s'écrit donc :

20

$$dW = 0 \text{ soit: } \frac{d\delta}{\delta} + \frac{d\eta}{\eta} - 3\frac{dh}{h} + \frac{W_{S,\delta}}{W_H} d\delta = 0$$

- de relations de comportement simplifiées:

25

On énonce dans ce qui suit deux relations différentielles, dépendant des seuls paramètres a et b , liant concentration de la suspension c , viscosité équivalente η et épaisseur de tranche fluide h . Ce sont :

$$\eta dh + ah d\eta = 0$$

30

$$\eta dc - b(1-c) d\eta = 0$$

Ecriture des équations d'évolution :

On pose :

35

$$K = \frac{1}{\delta + \frac{W_{S,\delta}}{W_H}} \frac{W_{S,\delta}}{W_H}$$

40

Ce facteur sera noté $K(y_1, y_2)$ dans la présentation finale. La manipulation des cinq relations conduit à la réduction suivante :

45

$$-ds = d\delta \{1 + (a+b)(1-c)hK\}$$

Les cinq variables d'état évoluent ainsi selon le schéma, où X désigne pour simplifier le vecteur état et u la commande, très élémentaire ici :

50

$$\dot{\delta} = f(X, u)$$

$$\dot{h} = -(1+ahK)f(X, u)$$

55

$$\frac{\dot{\eta}}{\eta} = -Kf(X, u)$$

EP 0 743 423 A1

$$\frac{\dot{h}}{h} = aK f(X, u)$$

5

$$\frac{\dot{c}}{1-c} = -bKf(X, u)$$

avec :

10

$$f(X, u) = \frac{-\dot{s}(X, u)}{1+h(1-c)(a+b)K}$$

Nous explicitons d'une part la similitude des trois dernières relations et utilisons les formes adimensionnelles :

15

$$\Delta = \frac{\delta}{\delta_0} \quad \Delta = y_1$$

20

$$E = \text{Log} \frac{\eta}{\eta_0} \quad E = y_2$$

25

$$L = \frac{l}{\delta_0} \quad L = y_3$$

30

$$H = -\text{Log} \frac{h}{h_0}$$

$$F = \text{Log}(1-c)$$

Les équations différentielles prennent alors la forme réduite à trois variables indépendantes seulement puisque l'on a manifestement :

35

$$H(t) = aE(t)$$

40

$$F(t) = bE(t)$$

Les équations d'évolution se présentent alors sous la forme très particulière :

45

$$\dot{y}_1 = F_1(y_1, y_2, y_3)$$

$$\dot{y}_2 = -K(y_1, y_2)F_1(y_1, y_2, y_3)$$

50

$$\dot{y}_3 = -(1+afe^{-ay_2}K(y_1, y_2))F_1(y_1, y_2, y_3)$$

où :

55

$$F_1(y_1, y_2, y_3) = \frac{-B(y_1, y_3)}{1+(a+b)\frac{h_0}{\delta_0}e^{-(a+b)y_2}K(y_1, y_2)}$$

avec:

$$K(y_1, y_2) = \frac{1 + \frac{W_{S,\delta} e^{-(1+3a)y_2}}{W_H^0 \delta_0}}{(1+3a) y_2}$$

$K(y_1, y_2)$ caractérise l'aptitude, compte tenu du bilan B, à canaliser les dépôts sur le lit de débris ; K est une forme explicite des paramètres.

A titre d'illustration, voici un exemple cohérent de valeurs ayant permis la résolution du cas représenté figure 2.

Les simulations ont consisté à varier l'entrée δ_0 , profondeur d'entaille initiale en l'absence de lit de débris (représentative du poids sur outil en conditions de dégagement idéales). Le résultat du calcul est δ^* , entaille à l'équilibre - une fois le transitoire écoulé - et qui conditionne la vitesse de pénétration stabilisée. L'efficacité de la pénétration peut devenir nulle, passé un certain seuil en poids, fonction des paramètres du problème (et ceci correspond au seuil de bourrage). On juge du degré d'efficacité de la foration en comparant les effets de portance "solide" et "hydraulique".

La forme, ici très particulière, des équations d'évolution conduit à une convergence monotone de δ vers sa valeur d'équilibre δ^* alors que, intuitivement, on s'attend à des fluctuations (voir commentaires en annexe 4).

La liste qui suit concerne donc les entrées du modèle nécessaires à l'identification du cas. Pour en faciliter la lecture, un classement de ces entrées a été réalisé.

- Paramètres de commande :

δ_0 pénétration initiale dans la roche vierge (lien avec le poids sur outil WOB) (varié dans la plage 0 à 1,26 mm)

N vitesse de rotation, supposée invariable (N = 0,7 tour/s)

v_n vitesse du jet fluide, en sortie de duse (lien avec le débit de boue Q ($v_n = 50ms^{-1}$))

- Paramètres liés à l'outil

D_B diamètre de l'outil. ($D_B = 0,2$ m)

d diamètre de duse. (d = 0,01 m)

N_c nombre de taillants ; autant de "sites" producteurs de copeaux, autant de supports pour la reprise de l'effort vertical. ($N_c = 81$)

- Paramètre lié au taillant :

H hauteur efficace de taillant. (H = 2,65 mm)

Le paramètre conditionne la répartition initiale $H = \delta_0 + h_0$.

- Paramètres liés à l'interface taillant/roche

A_γ aire caractéristique pour la représentation de l'effort vertical, (fonction de l'usure γ). ($A_\gamma = 1$ mm²)

$A_{c,\delta}$ terme proportionnel à la pénétration δ représentatif de l'effort de coupe. ($A_{c,\delta} = 5$ mm, soit 5 mm² de variation d'aire par mm de pénétration) α et μ^+ angle caractéristique de coupe ; coefficient de frottement, le choix : $\sin \alpha + \mu^+ \cos \alpha = 1$ a été fait

S_c résistance de "coupe" (cisaillement). ($S_c = 500$ MPa)

S_p résistance en "butée" (compression). ($S_p = 500$ MPa)

- Paramètres liés au copeau de roche

ρ_c masse volumique du copeau. ($\rho_c = 2500$ kg.m⁻³)

- Paramètres liés à la découpe :

μ élanement moyen de copeau illustrant le degré de fragilité de la coupe

μ élevé, rupture fragile ; μ bas, rupture ductile ($\mu = 2$)

σ resserrement granulométrique de la distribution (écart-type) ($\sigma = 0,5$)

- Paramètres liés à l'expulsion :

EP 0 743 423 A1

μ coefficient intervenant dans la définition du diamètre hydraulique
 ν $0 < \nu < 1$ index de sensibilité au bourrage
($\nu = 1$ aucune sensibilité)

5 - Paramètre lié à l'interface boue/roche saine
 λP effet de maintien du copeau ($\lambda P = 1 \text{ MPa}$)

- Paramètres liés à la boue

10 ρ_m masse volumique de la boue ($\rho_m = 1250 \text{ kg.m}^{-3}$)
 ν_0 viscosité cinématique de la boue ; à distinguer de la "viscosité équivalente" caractérisant la suspension notamment pour l'effet de portance hydraulique
 $\nu_0 = 10^{-3} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ (viscosité dynamique $\eta = 1,25 \text{ Pa.s}$)

15 - Paramètres constitutifs liant entre eux certains paramètres d'évolution au niveau des lois d'interface

a pour le lien entre viscosité équivalente et épaisseur de lame fluide ($a = 1$)

b pour le lien entre viscosité équivalente et concentration de la suspension ($b = 1$)

20 La courbe représentée figure 2 est donc la traduction du comportement de l'outil de forage en termes d'efficacité pour ce choix particulier des 23 paramètres. La courbe représentée figure 2 est la réponse de l'outil de forage, à l'équilibre, à la commande : poids sur outil. Plus précisément, en termes de modèle d'évolution, sont portés :

- en abscisse : la pénétration initiale,
- 25 - en ordonnée : la pénétration à l'équilibre.

On remarquera une séparation en quatre régimes caractéristiques.

30 Régime 1 (R1) : en deçà d'un certain seuil de poids, correspondant à un seuil de pénétration initiale, l'état évolue lentement vers le colmatage complet par production de débris fins ; la capacité d'expulsion est saturée par un régime de production de roche brisée excédentaire.

35 Régime 2 (R2) : ici, au contraire, ce sont les possibilités d'évacuation des déblais par l'hydraulique qui sont dominantes, de sorte que, dans ces conditions, seules interviennent pour limiter les performances en termes de vitesses de pénétration les caractéristiques techniques usuelles liant poids sur outil (WOB) et vitesse de pénétration (ROP). Les cas représentatifs du régime 2 sont caractérisés évidemment par $\delta_0 = \delta^*$, puisque le lit de débris ne peut se reconstituer de manière durable.

Régime 3 (R3) : il s'agit, de nouveau (comme dans les régimes de fonctionnement 1 et 4) d'un cas de fonctionnement pour lequel la capacité d'évacuation est, à tout moment de l'évolution, inférieure à la production de roche brisée. Mais, par déplacement de l'état initial, le système atteint une configuration où le bilan massique est équilibré.

40 Les conditions de dégagement deviennent progressivement de plus en plus défavorables vis-à-vis des conditions de production de roche, avec l'augmentation du poids sur l'outil (équivalente à l'augmentation de δ_0). La reprise de ce poids se fait de plus en plus sous forme de portance hydraulique W_H due à des conditions graduellement plus difficiles d'expulsion du fluide de forage enrichi de particules (pertes de charge croissantes) au détriment de l'effort vertical solide W_S affecté au travail efficace de désagrégation de la roche vierge.

45 Régime 4 (R4) : au deçà d'un certain seuil en poids, le fonctionnement du système comporte une évolution rapide vers le colmatage par production de débris initialement grossiers, puis graduellement de plus en plus fins.

A titre d'exemple, et pour compléter l'illustration du cas représenté figure 2, l'effort vertical correspondant à une pénétration de $\delta_0 = 0,63 \text{ mm}$ de chacun des taillants (point B), compte tenu des caractéristiques de la roche est 165 kN ; pour une pénétration $\delta_0 = 0,69 \text{ mm}$ (point D), le poids sur outil associé est 190 kN, la contribution hydraulique W_H à l'équilibre commence à devenir significative, de l'ordre de 5 kN.

50 Le seuil de bourrage $\delta_0^{\text{SEUIL}} = 1,02 \text{ mm}$ (dans le cas traité) (point C) correspond à la condition d'application du poids sur outil $WOB = 245 \text{ kN}$, lequel conduit irrémédiablement en quelques secondes vers un colmatage complet de l'espace compris entre le corps d'outil et la formation : le bilan massique production/expulsion de roche est devenu si défavorable qu'aucune possibilité "d'équilibre dynamique" (avec δ^* , pénétration non nulle) n'existe.

55 Il est clair que la détermination de la valeur de δ_0 au point (D) de la figure 2 donne le point de fonctionnement optimal pour les conditions paramétriques données. En effet, le sommet de la courbe en cloche représente la vitesse d'avancement la plus grande, donc le meilleur rendement de l'outil de forage.

ANNEXE 1

EXPRESSION DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES S'EXERÇANT SUR LE COPEAU ET CONSTANTES DE TEMPS ASSOCIÉES AUX MÉCANISMES CORRESPONDANTS

5

Effort de portance : évaluation de la taille caractéristique seuil D_c°

La formule de base due à Eronini exprime de manière semi-empirique l'effet de portance s'exerçant sur une particule de diamètre hydraulique D_c au voisinage d'un outil de diamètre D_B lorsque la vitesse de fluide est v_n en sortie de duse de diamètre d .

10

15

$$F_L = a_L \rho_m \left(\frac{D_c}{D_B} \right)^2 d^2 v_n^2 \left(\frac{D_c}{D_B} \frac{dv_n}{v_o} \right)^{-\frac{1}{2}}$$

ρ_m est la masse volumique de boue, v_o sa viscosité et a_L une constante de proportionnalité. Le copeau de taille D_c a un poids propre :

20

$$\omega_o = m^2 D_c^2 \rho_c g$$

de sorte que :

25

$$\frac{F_L}{\omega_o} = \frac{a_L}{g m^2} \frac{\rho_m}{\rho_c} \frac{1}{D_c^{1/2} D_B^{3/2} \delta} d^2 v_n^2 \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{-\frac{1}{2}}$$

30

Plutôt que la variable D_c on pourra préférer introduire le nombre n de copeaux libérés par chacune des N_c lames au cours d'une révolution :

35

$$n = \frac{\pi}{4 m^2 N_c} \left(\frac{D_B}{D_c} \right)^2$$

40

L'expression précédente est alors modifiée en :

45

$$\frac{F_L}{\omega_o} = \frac{a_L}{\left(\frac{\pi}{4} \right)^{1/4}} \frac{d^2 v_n^2}{g D_B^2} \frac{\rho_m}{\rho_c} \frac{N_c^{1/4} n^{1/4}}{m^{3/2}} \frac{1}{\delta} \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{-\frac{1}{2}}$$

50

On s'intéresse maintenant aux grandeurs seuils, taille caractéristique D_c° de copeaux en nombre n_o , au seuil de décollement, c'est à dire réalisant :

55

$$\frac{F_L}{\omega_o} = 1 + \frac{\lambda P}{\delta \rho_c g} \approx \frac{\lambda P}{\delta \rho_c g}$$

On a :

$$\frac{N_c^{1/4} n_o^{1/4}}{m^{3/2}} = \frac{(\pi/4)^{1/4}}{a_L} \frac{g D_B^2 \rho_c \lambda P}{d^2 v_n^2 \rho_m \rho_c g} \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{1/2}$$

5

On montre, après quelques calculs, que :

10

$$\frac{D_c^o}{D_B} = \frac{a_L^2}{m^4} \left(\frac{dv_n}{D_B} \right)^4 \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{-1} \left(\frac{\rho_m}{\lambda P} \right)^2$$

15

Plus la taille seuil D_c^o au dessous de laquelle il y a libération du copeau est importante et plus le débit solide potentiel est élevé.

Effort de traînée : estimation du temps caractéristique d'expulsion et du terme d'évacuation

20

L'effet de traînée F_D est évalué par Eronini selon une formule analogue à celle décrivant l'effet de portance. Le temps caractéristique associé est tel que :

25

$$\frac{1}{\tau_D} = \frac{\omega_o}{v_c} \frac{F_D}{g} \quad \text{où } v_c = \left(\frac{a_c d}{D_B} \right) v_n$$

est une estimation de la vitesse moyenne de circulation du fluide au front donnée par Eronini.

30

Ainsi :

35

$$\frac{1}{\tau_D} = \frac{1}{v_c} a_D \frac{d^2 v_n^2 \rho_m}{g D_B^2 \rho_c} \frac{1}{m^2} \frac{1}{\delta} \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{-1/4}$$

Ce temps caractéristique est indépendant de la taille de particule D_c .

40

Le bilan solide s'écrit finalement, en explicitant la définition du terme d'expulsion :

45

$$\dot{V}_R = \chi N_c \frac{\omega_o}{v_c} \frac{\rho_c g}{\tau_D}$$

50

$$\dot{s} = N\delta - \frac{\dot{V}_r}{\frac{\pi}{4} D_B^2} = N\delta - \chi \frac{a_D}{a_c} \frac{4}{\pi} a_L^4 \frac{N_c}{m^8} \left(\frac{d}{D_B} \right)^9 \frac{\rho_m^5}{\rho_c} \left(\frac{dv_n}{v_o} \right)^{-9/4} \frac{v_n^9}{(\lambda P)^4}$$

ANNEXE 2

CALCUL DU FACTEUR DE MINORATION χ

55

Remarque préliminaire

Soit $F_{\mu,\sigma}$ la fonction de la loi normale de moyenne μ et d'écart-type σ ; il est **incorrect** d'écrire :

EP 0 743 423 A1

$$\chi = F_{\mu, \sigma} \left(\frac{D_c^o}{\delta} \right)$$

5 L'écriture supposerait une répartition en **nombre** relatif de copeaux alors que nous recherchons une pondération en **volume** :

μ : granulométrie moyenne imposée par le type de découpe $\mu = \frac{E(D_c)}{\delta}$

10 δ : épaisseur de coupe actuelle

D_c^o : taille seuil pour l'hydraulique (indépendante de δ).

:

15

Calcul de χ

Il faut rapporter le volume correspondant à des copeaux de taille distribuée D_c au volume de matière dégagé si la granulométrie était assimilable à une distribution de Dirac sur D_c^o , copeaux dont le volume élémentaire est alors

20

$$\frac{\omega_c^o}{\rho_c g}$$

25

Le volume élémentaire du copeau de taille hydrodynamique D_c est:

30

$$\frac{\omega_c^o}{\rho_c g} \left(\frac{D_c}{D_c^o} \right)^2 m^2$$

de sorte que, pour une granulométrie étalée de moyenne μ et d'écart type σ :

35

$$\dot{V}_R = N_c \frac{\omega_c^o}{\rho_c g} \int_{-\infty}^{\frac{D_c^o}{\delta}} \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\sigma^2}} t^2 dt \frac{\delta^2}{(D_c^o)^2}$$

40

avec:

45

$$t = \frac{D_c D_c^o}{D_c^o \delta} = \frac{D_c}{\delta}$$

(Il aurait été plus séduisant d'adopter une loi log normale de manière à ne pas avoir à envisager les t négatifs).
D'où :

50

$$\chi = \left(\frac{\delta}{D_c^o} \right)^2 \int_{-\infty}^{\frac{D_c^o}{\delta}} \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(t-\mu)^2}{2\sigma^2}} t^2 dt$$

55

Une intégration par parties donne, après quelques calculs :

$$\chi(\delta) = \tilde{\chi}_{\frac{\mu}{\sigma}} \left(\frac{\frac{D_c^o}{\delta} - \mu}{\sigma} \right)$$

avec:

$$\tilde{\chi}_{\frac{\mu}{\sigma}}(x) = \frac{1}{\left(x + \frac{\mu}{\sigma}\right)^2} \left[\left(1 + \left(\frac{\mu}{\sigma}\right)^2\right) \Phi(x) - \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \left(x + 2\frac{\mu}{\sigma}\right) e^{-\frac{x^2}{2}} \right]$$

$\Phi(x)$ fonction de répartition de la loi normale centrée réduite.

$$\tilde{\chi}_{\frac{\mu}{\sigma}}(x)$$

dépend uniquement du rapport de la moyenne sur l'écart-type de la distribution des tailles

μ est lié à la ductilité de la roche
 σ à est lié au resserrement granulométrique.

(μ est une variable sans dimension reflétant en quelque sorte la fragilité moyenne de la roche sous forme d'un "élancement" du fragment ; on peut également établir un lien entre cette caractéristique et l'angle de frottement d'un matériau).

$$\mu = \frac{E(D_c)}{\delta}$$

$$\frac{D_c^o}{\delta}$$

est le seuil, tenant compte essentiellement des conditions de pression, au-dessus duquel les particules n'ont pas à être comptabilisées dans le bilan d'évacuation.

Remarques

- Si les conditions (viscosité ν_0 et densité ρ_m de boue, pression différentielle P) n'évoluent pas, le seuil D_c^o est invariant.
- Si, en outre, la roche ne change pas de caractéristiques μ et σ la courbe $\chi(\delta)$ est invariante.

ANNEXE 3

FONCTION MODULATRICE SELON L'ÉPAISSEUR DU LIT DE DÉBRIS

Il est apparu nécessaire de moduler le terme d'expulsion selon la variable épaisseur du lit de débris pour tenir compte des mécanismes suivants dits A et B ; le mécanisme A étant dominant lorsque la lame fluide h est importante, le mécanisme B prévalant lorsque cette lame devient étroite.

- le mécanisme A est caractérisé par une diminution de l'effet de rétention du copeau en présence d'un lit de débris qui consacre notamment l'augmentation des performances à l'équilibre en termes de vitesse de pénétration ROP

EP 0 743 423 A1

lorsqu'on augmente le poids sur l'outil WOB ($\delta < h$).

- le mécanisme B correspond à une expulsion du copeau rendue difficile en raison de l'étroitesse de la lame fluide (h) vis-à-vis de la taille du copeau (δ) ($\delta > h$).
- la transition ($\delta \approx h$) correspond à une compétition des mécanismes A et B.

Formellement, le bilan d'évacuation est écrit :

$$B^-(y_1, y_3) = m_0 f_v(y_3) \chi_{\mu/\sigma}(y_1)$$

où v est un index dit de sensibilité au bourrage intervenant comme paramètre dans la fonction f_v retenue :

$$f_v^*(z) = \left(1 + \frac{z}{v}\right) e^{-z}$$

$$f_v^*(z) = f_v(y_3) \text{ avec } \frac{1-v}{h_0} y_3 = z$$
$$\frac{\delta_0}{\delta} - 1$$

où h_0 et δ_0 sont les paramètres associés aux valeurs initiales des variables h et δ .

ANNEXE 4

LINEARISATION AU VOISINAGE DE L'ÉQUILIBRE

RAPPEL ET NOTATIONS

Un système dont les variables d'état sont définies par le vecteur x et les paramètres principaux regroupés dans le vecteur λ est décrit par des équations d'évolution de la forme :

$$\dot{X} = F(X, \lambda)$$

Il est souvent examiné au voisinage d'une position d'équilibre X_0 , satisfaisant donc :

$$F(X_0, \lambda) = 0$$

On introduit les coordonnées locales ξ autour de X_0 de sorte que :

$$X = X_0 + \xi$$

et le système différentiel initial se présente alors sous la forme dite linéarisée [si l'on fait abstraction du terme résiduel $f(\xi, \lambda)$].

$$\dot{\xi} = A(\lambda)\xi + f(\xi, \lambda)$$

où

$$A(\lambda) = \left. \frac{\partial F_i}{\partial X_j} \right|_{x=x_0}$$

5

et $f(\xi, \lambda) = O(\|\xi\|^2)$ contient des termes de degré supérieur ou égal à 2.
 Il découle des théorèmes de stabilité de Liapunov que :

10

(i) X_0 est stable si les valeurs propres de $A(\lambda)$ ont des parties réelles négatives.

(ii) X_0 est instable si au moins une valeur propre a une partie réelle positive.

15

(iii) le cas critique est celui où la partie réelle de l'une ou plusieurs valeurs propres s'annule alors que les autres valeurs propres gardent leur partie réelle négative.

Application : écriture du jacobien

20

$$A(\lambda) = \left. \frac{\partial F_i}{\partial X_j} \right|_{x=x_0}$$

25

Le système différentiel se présente sous la forme assez particulière :

$$\dot{y}_1 = F_1(y_1, y_2, y_3)$$

30

$$\dot{y}_2 = K(y_1, y_2) F_1(y_1, y_2, y_3)$$

35

$$\dot{y}_3 = - \left[1 + a \frac{h_0}{\delta_0} K(y_1, y_2) e^{-ay_2} \right] F_1(y_1, y_2, y_3)$$

avec:

40

$$F_1(y_1, y_2, y_3) = \frac{-B(y_1, y_3)}{1 + (a+b) \frac{h_0}{\delta_0} K(y_1, y_2) e^{-(a+b)y_2}}$$

45

A l'équilibre :

$$B(y_1, y_3) = 0 \Leftrightarrow F_1(y_1, y_2, y_3) = 0$$

50

Le jacobien s'écrit :

55

5

$$A(\lambda) = \begin{bmatrix} \frac{\partial F_1}{\partial y_1} & \frac{\partial F_1}{\partial y_2} & \frac{\partial F_1}{\partial y_3} \\ -\frac{\partial K}{\partial y_1} F_1 - K \frac{\partial F_1}{\partial y_1} & -\frac{\partial K}{\partial y_2} F_1 - K \frac{\partial F_1}{\partial y_2} & -K \frac{\partial F_1}{\partial y_3} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix}$$

10

Tenant compte des relations traduisant l'équilibre, la matrice jacobienne se présente sous la forme simplifiée suivante :

15

$$\left(\text{avec } \frac{F_1}{B} = \frac{-1}{1 + (a+b) \frac{h_o}{\delta_o} K e^{-(a+b)y_2}} \right)$$

20

25

$$\begin{cases} a_{11} = \frac{F_1}{B} \frac{\partial B}{\partial y_1} \\ a_{12} = 0 \\ a_{13} = \frac{F_1}{B} \frac{\partial B}{\partial y_3} \end{cases}$$

30

$$a_{21} = -K a_{11}$$

35

$$a_{22} = 0$$

$$a_{23} = -K a_{13}$$

40

$$\begin{cases} a_{31} = -\left(1 + a \frac{h_o}{\delta_o} K e^{-ay_2}\right) a_{11} \\ a_{32} = 0 \\ a_{33} = -\left(1 + a \frac{h_o}{\delta_o} K e^{-ay_2}\right) a_{13} \end{cases}$$

45

50

Ceci se traduit au voisinage de l'équilibre par les écritures :

55

$$\dot{\xi}_{y_1} = \frac{F_1}{B} \left(\frac{\partial B}{\partial y_1} \xi_{y_1} + \frac{\partial B}{\partial y_3} \xi_{y_3} \right) + O(|\xi|^2)$$

$$\dot{\xi}_{y_2} = -K \dot{\xi}_{y_1} + O(|\xi|^2)$$

5

$$\dot{\xi}_{y_3} = -\left(1 + a \frac{h_o}{\delta_o} K e^{ay_2}\right) \dot{\xi}_{y_1} + O(|\xi|^2)$$

10

$$\text{soit } L^* = 1 + a \frac{h_o}{\delta_o} K^* e^{-ay_2}$$

15 où les symboles * rappellent que le calcul doit être effectué pour un triplet (y_1, y_2, y_3) satisfaisant la condition de l'équilibre.

Alors :

20

$$\dot{\xi}_{y_1} = \frac{F_1}{B} \xi_{y_1} \left(\frac{\partial B}{\partial y_1} - L^* \frac{\partial B}{\partial y_3} \right)$$

25

décrit le comportement linéarisé au voisinage de l'équilibre, l'allure est de type exponentiel (convergent) si :

$$\frac{F_1}{B} \left(\frac{\partial B}{\partial y_1} - L^* \frac{\partial B}{\partial y_3} \right) < 0$$

30

La condition :

35

$$\frac{\partial B}{\partial y_1} - L^* \frac{\partial B}{\partial y_3} = 0$$

définit, conjointement à $B(y_1, y_3) = 0$, la condition de bifurcation caractérisant le bourrage.

La résolution complète et explicite des relations de bifurcation peut s'effectuer si l'on tire parti du fait que, lorsque la transition vers le bourrage se produit, $K(y_1, y_2)$ est proche de 1.

40

On montre alors que, en variables x et z (voir annexes 2 et 3), la condition de bifurcation se présente sous la forme explicite z fonction de x :

Condition d'équilibre : $(B = 0)$

45

$$\left(1 + \frac{z}{v}\right) e^{-z} \chi_{\frac{\mu}{\sigma}}^*(x) = \frac{N}{m_o} \frac{k \frac{\mu}{\sigma}}{x + \frac{\mu}{\sigma}}$$

50

Condition de bifurcation ($dB = 0$)

55

$$\left(x + \frac{\mu}{\sigma}\right) \frac{e^{-\frac{x^2}{2}}}{\sqrt{2\pi}} \chi_{\frac{\mu}{\sigma}}^*(x) = 1 + \left(1 - \frac{1}{v+z}\right) \frac{1-v}{\frac{h_v}{\delta_o} - 1} \cdot \frac{k \frac{\mu}{\sigma}}{x + \frac{\mu}{\sigma}}$$

avec

$$k = \frac{1}{\mu} \frac{D_c^o}{\delta_o}$$

On remarquera que la condition de bifurcation est indépendante de N.

REMARQUE

Dans un cas moins particulier que celui-ci, où, notamment, la proportionnalité supposée des grandeurs $E = \text{Log}_{10}^1$, $= y_2$, $H = -\text{Log}_{10}^h$, $F = -\text{Log}(1 - x)$ implique un comportement linéarisé à une dimension, on aurait :

$$\dot{\zeta} = A\zeta \quad \zeta = (\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3)$$

$$\chi(s) = \text{dét}(sI - A)$$

avec 3 valeurs propres complexes ou réelles et une convergence vers l'équilibre d'un type différent de celui supposé ici.

Revendications

1. Méthode permettant d'améliorer les performances de forage dans laquelle on met en oeuvre un modèle de foration, caractérisée en ce que ledit modèle prend en compte les effets de destruction (2) d'une roche par au moins un taillant (1) fixé sur un corps d'outil (3) entraîné en rotation et les effets d'évacuation des débris de roche par un fluide, en calculant un bilan matière à partir :

- de la production de débris de roche par le taillant ayant pénétré dans la roche d'une profondeur δ ,
- d'un lit de débris recouvrant ladite roche sous une épaisseur l ,
- d'une lame de fluide d'épaisseur h comprise entre ledit lit de débris et ledit corps, ladite lame fluide ayant une concentration c en débris,
- de paramètres de commandes,
- de paramètres d'environnement,

et en ce que l'on détermine les conditions de forage en fonction de la réponse dudit modèle pour des valeurs déterminées desdits paramètres.

2. Méthode selon la revendication 1, caractérisée en ce que l'un au moins desdits paramètres: poids sur l'outil, vitesse de rotation de l'outil et débit de fluide, est un paramètre de commande.

3. Méthode selon l'une des revendications précédentes, caractérisée en ce que, dans ledit modèle, la portance W de l'outil est décomposée en une composante solide W_s et une composante hydraulique W_h fonction notamment de la lame fluide.

4. Méthode selon l'une des revendications précédentes, caractérisée en ce que l'on considère un étalement granulométrique des débris distribués selon une loi normale fonction de la profondeur δ de l'entaille, de moyenne μ lié

EP 0 743 423 A1

à la ductilité de la roche et d'une dispersion caractérisée par l'écart-type σ .

- 5 5. Méthode selon l'une des revendications précédentes, caractérisée en ce que ledit bilan matière solide $B(t)$ est tel que $B(t)=B^+(t)-B^-(t)$, dans lequel $B^+(t)$ est un terme de production de débris dépendant de δ et correspondant au rythme de destruction de la roche, et $B^-(t)$ est un terme d'expulsion dépendant de l et h .

10

15

20

25

30

35

40

45

50

55

FIG.1A

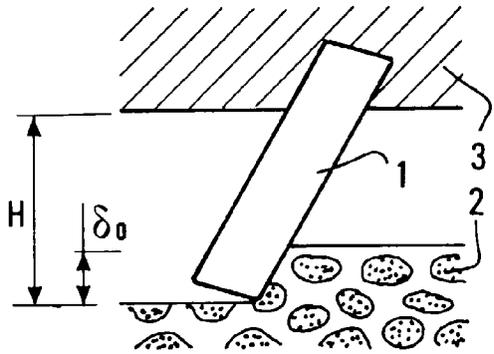


FIG.1B

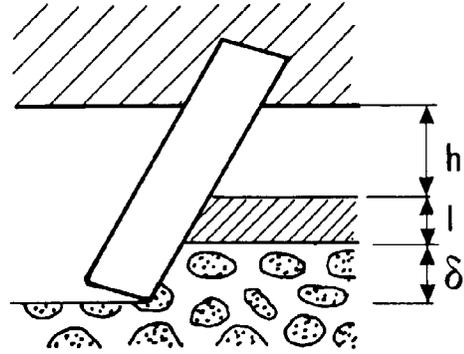
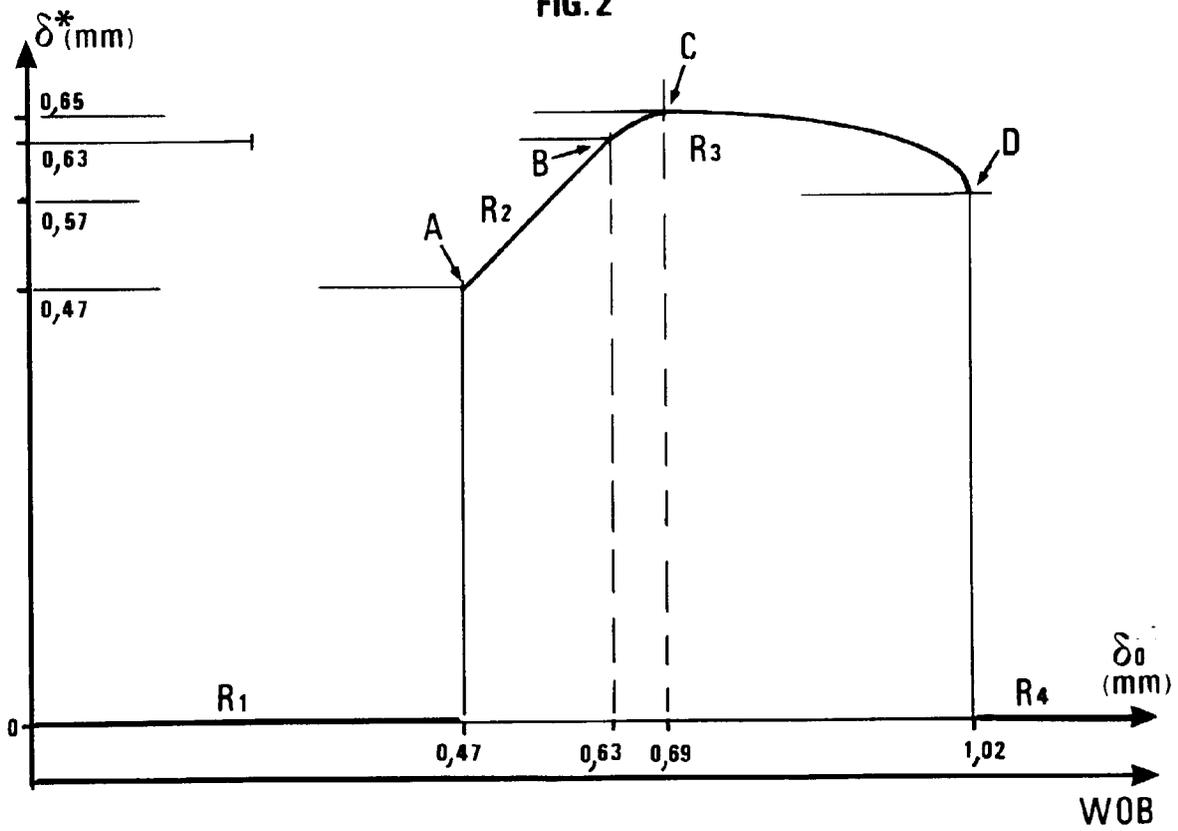


FIG. 2





Office européen
des brevets

RAPPORT DE RECHERCHE EUROPEENNE

Numero de la demande
EP 96 40 1030

DOCUMENTS CONSIDERES COMME PERTINENTS			
Catégorie	Citation du document avec indication, en cas de besoin, des parties pertinentes	Revendication concernée	CLASSEMENT DE LA DEMANDE (Int.Cl.6)
A,D	SEVENTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARTIC ENGINEERING, 7 - 12 Février 1988, HOUSTON, TEXAS, USA, XP002012647 I.J. JORDAAN, M.A. MAES AND J.P. NADREAU: "the crushing and clearing of ice in fast spherical indentation tests" * le document en entier *	1	E21B44/00
A,D	IADC/SPE DRILLING CONFERENCE, no. iadc/spe 17192, 28 Février 1988 - 2 Mars 1988, DALLAS, TEXAS, USA, XP002012648 E. KURU AND A.K.WOJTANOWSICZ: "a method for detecting in-situ pdc dull and lithology change" * le document en entier *	1	
A,D	JOURNAL OF ENERGY RESSOURCES TECHNOLOGY, vol. 104, pages 108-120, XP002012649 I.E. ERONINI, W.H. SOMERTON. AND D.M. AUSLANDER: "a dynamic model for rotary rock drilling"	1	
			DOMAINES TECHNIQUES RECHERCHES (Int.Cl.6)
A,D	65TH ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE AND EXHIBITION OF THE SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS, no. SPE 20412, 23 - 26 Septembre 1990, NEW ORLEANS, USA, XP002012650 E.E. ANDERSON AND J.J. AZAR: "pdc bit performance under simulated borehole conditions" * le document en entier *	1	E21B
-/--			
Le présent rapport a été établi pour toutes les revendications			
Lien de la recherche		Date d'achèvement de la recherche	Examinateur
LA HAYE		5 Septembre 1996	Sogno, M
CATEGORIE DES DOCUMENTS CITES		T : théorie ou principe à la base de l'invention E : document de brevet antérieur, mais publié à la date de dépôt ou après cette date D : cité dans la demande L : cité pour d'autres raisons & : membre de la même famille, document correspondant	
X : particulièrement pertinent à lui seul Y : particulièrement pertinent en combinaison avec un autre document de la même catégorie A : arrière-plan technologique O : divulgation non-écrite P : document intercalaire			

EPO FORM 1503 01.82 (P04C02)



Office européen
des brevets

RAPPORT DE RECHERCHE EUROPEENNE

Numero de la demande
EP 96 40 1030

DOCUMENTS CONSIDERES COMME PERTINENTS			
Catégorie	Citation du document avec indication, en cas de besoin, des parties pertinentes	Revendication concernée	CLASSEMENT DE LA DEMANDE (Int.Cl.6)
A,D	IADC/SPE DRILLING CONFERENCE, no. iadc/spe 19926, 27 Février 1990 - 2 Mars 1990, HOUSTON, TEXAS, USA, XP002012651 C.A. CHEATHAM AND J.J. NAHM: "bit balling in water-reactive shale during full-scale drilling rate tests" * le document en entier *	1	
A,D	33RD ANNUAL FALL MEETING OF THE SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS OF A.I.M.E., no. 1097-g, 5 - 8 Octobre 1958, HOUSTON, TEXAS, USA, XP002012652 A.J. GARNIER AND N.H. VAN LINGEN: "phenomena affecting drilling rates at depth"	1	
A	EP-A-0 551 134 (BAKER-HUGHES INCORPORATED) * le document en entier *	1	
A	EP-A-0 466 255 (SCHLUMBERGER) * le document en entier *	1	
Le présent rapport a été établi pour toutes les revendications			DOMAINES TECHNIQUES RECHERCHES (Int.Cl.6)
Lien de la recherche		Date d'achèvement de la recherche	Examineur
LA HAYE		5 Septembre 1996	Sogno, M
CATEGORIE DES DOCUMENTS CITES		T : théorie ou principe à la base de l'invention E : document de brevet antérieur, mais publié à la date de dépôt ou après cette date D : cité dans la demande I : cité pour d'autres raisons & : membre de la même famille, document correspondant	
X : particulièrement pertinent à lui seul Y : particulièrement pertinent en combinaison avec un autre document de la même catégorie A : arrière-plan technologique O : divulgation non-écrite P : document intercalaire			

EPO FORM 1503 01.82 (POMC02)