

# Fissuration par fatigue sous chargement multiaxial: mécanismes et outils de prévision.

V. Doquet<sup>a</sup>

a. CNRS, LMS, Ecole Polytechnique, Université Paris-Saclay, doquet@lms.polytechnique.fr

## Résumé

*Si dans une très large majorité de cas, les fissures de fatigue sollicitées en mode mixte bifurquent pour se propager en mode d'ouverture, certains chargements conduisent à une fissuration macroscopique en modes de cisaillement (II et III), pour lesquels les effets de contact et frottement des lèvres de fissure jouent un rôle aussi important que les effets de fermeture en mode I. En outre, sous chargement multiaxial non-proportionnel, toute fissure se propage en mode mixte (I, II et III) avec des interactions entre modes, de nature extrinsèque (fermeture et frottement) ou intrinsèque (plasticité et endommagement), mais toujours dépendantes du trajet de chargement. On trouvera ici un éclairage sur les méthodes d'étude expérimentale, les mécanismes et les outils de prévision du trajet et des vitesses de propagation des fissures en fatigue multiaxiale.*

**Mots clés :** fissuration ; mode mixte ; contact, frottement, bifurcation, plasticité

## 1. Introduction: pourquoi et comment étudier la fissuration par fatigue en mode de cisaillement et en mode mixte?

### 1.1. Pourquoi?

Les fissures de fatigue sollicitées en mode mixte bifurquent généralement pour se propager en mode d'ouverture et cette réorientation peut être prévue par des critères de bifurcation basés sur la recherche de la contrainte tangentielle  $\sigma_{\theta\theta}$  maximale (MTS), du taux de restitution d'énergie maximal ( $G_{\max}$ ), ou encore la restauration d'une symétrie locale des champs impliquant l'annulation des singularités de mode II et III à la pointe d'une branche infinitésimale ( $k_2^*=k_3^*=0$ ), pour ne citer que les plus populaires. Toutefois, si la formulation de ces critères est claire et univoque pour des chargements monotones, elle ne l'est pas pour des chargements cycliques. La direction de propagation qui maximise l'amplitude sur un cycle de la contrainte tangentielle (ou de  $k_1^*$  à la pointe d'une branche infinitésimale) peut être fort différente de celle qui maximise sa valeur maximale (ou celle de  $k_1^*$ ) et la formulation adéquate du critère MTS sous chargement cyclique dépend du matériau [1]. Cette dépendance au matériau du trajet des fissures est, selon Hourlier et Pineau [2], due à un effet plus ou moins marqué du rapport de charge  $R=F_{\min}/F_{\max}$  sur la cinétique de fissuration en mode I, la fissure se propageant en fait dans la direction qui maximise sa vitesse en mode I. Une généralisation de ce critère ("en fatigue, une fissure se propage selon la direction et le mode qui maximisent sa vitesse") proposée par Brown et al [3] et reprise dans d'autres études [4-5] a permis de rationaliser les fissurations macroscopiques en mode II ou III sans bifurcation que l'on observe,

pour peu que ces modes de fissuration soient les plus rapides. Tous les critères cités plus haut excluent cette possibilité, qui doit pourtant être envisagée dans les structures où le cisaillement cyclique prédomine. Si la caractérisation des cinétiques de fissuration en mode I, II et III est nécessaire pour s'assurer de la durabilité de ces structures, elle n'est pas suffisante pour celles qui sont soumises à des chargements non proportionnels. Dans ce cas en effet, quelle que soit sa direction de propagation, la fissure reste soumise à un chargement de mode mixte avec des interactions entre modes, de nature extrinsèque (fermeture et frottement) ou intrinsèque (plasticité et endommagement), rendant la pertinence de données cinétiques de mode I, II ou III purement discutables. Il peut donc être nécessaire de caractériser la fissuration en mode mixte, sous des trajets de chargement les plus représentatifs possibles des sollicitations en service.

## 1.2. Comment?

Parmi les dispositifs les plus employés pour étudier la fissuration par fatigue en mode I + II proportionnels, on peut citer (figure 1): les éprouvettes CTS, DCDC, disque brésilien, flexion 4 points asymétrique, cantilever entaillée dans le plan neutre [6]. Des éprouvettes de flexion comportant une entaille en biais et/ou inclinée permettent d'obtenir des modes I + II + III proportionnels [7], des cylindres à entaille circonférentielle soumis à un effort tranchant des modes II + III proportionnels [8], tout comme des éprouvettes de flexion 4 points asymétrique dont le front de fissure est inclinable par rapport à l'effort tranchant [9]. Dans les trois cas précédents, le taux de mixité du chargement est variable le long du front et doit être évalué par un calcul éléments finis 3D. Pour appliquer des chargements non proportionnels de mode mixte, des machines d'essai multiaxiales sont généralement nécessaires, sauf si l'un des chargements reste statique (on peut ainsi ajouter un dispositif de mise en tension qui induit un  $K_I$  constant sur une éprouvette CTS) [10]. Des essais de traction/compression et torsion combinés sur des tubes préfissurés transversalement ou sur des cylindres à entaille circonférentielle permettent d'obtenir des trajets quelconques, respectivement en mode I + II et I + III [11-12]. Des essais de traction/compression biaxiale sur des éprouvettes cruciformes entaillées permettent également des trajets quelconques de mode I + II, voire I + II + III si un troisième vérin permet d'ajouter un effort tranchant normal à l'éprouvette [13]. Le choix d'un dispositif est généralement dicté par la disponibilité du matériau (sous forme massive ou en faible épaisseur/longueur), de machines d'essai, les taux de mixité et les rapports de charge pertinents (tous les montages ne se prêtant pas à des rapports  $R < 0$ ) sans oublier la facilité de préfissuration (obtenir un front de fissure bien centré et circulaire dans un cylindre n'est pas trivial, pas plus qu'une fissure en biais/inclinée au lieu d'une simple entaille, dans une éprouvette de flexion) et enfin, la facilité du suivi cinétique et des mesures de débitements ou de champ pendant les essais en mode mixte.

Ce dernier point est en effet essentiel pour obtenir les valeurs et amplitudes effectives de  $K_I$ ,  $K_{II}$  et  $K_{III}$ . En raison de la rugosité naturelle des fissures, même si aucune compression n'est appliquée, les singularités effectives diffèrent sensiblement des singularités nominales, calculées pour des fissures lisses et sans frottement [14-15]: le chevauchement des aspérités peut induire du mode I alors qu'il n'en est pas appliqué [13], les modes II et III coexistent toujours aux points où la fissure débouche en surface [14], enfin le contact et le frottement des micro-aspérités réduisent les valeurs effectives de  $\Delta K_{II}$  et  $\Delta K_{III}$  [4,14-16]. Les taux de mixité effectifs sont donc eux aussi différents de leurs valeurs nominales, ce qui explique en partie les écarts entre les angles de bifurcation prévus et mesurés. La mesure des amplitudes réelles d'ouverture et de glissement dans et hors plan des lèvres de la fissure et leur comparaison aux amplitudes nominales attendues (en prenant en compte, si nécessaire, l'effet de la plasticité locale, via un calcul numérique) permet d'évaluer les facteurs correctifs pour

passer des  $\Delta K_I$ ,  $\Delta K_{II}$ ,  $\Delta K_{III}$  et taux de mixité nominaux à leurs valeurs effectives [16]. L'analyse peut aussi reposer sur des mesures de champ cinématique par corrélation d'images effectuées tout au long d'un cycle. Toutefois, cette approche repose sur des expressions analytiques des champs de déplacement supposant les lèvres de fissure libres de contraintes et, dans tous les travaux de ce type trouvés dans la littérature la validation expérimentale repose sur des essais en modes mixte proportionnel, avec un  $K_I > 0$ . L'applicabilité au mode II pur, à des chargements cycliques comportant des phases de compression-cisaillement ou simplement non-proportionnels reste problématique, notamment en ce qui concerne la localisation de la pointe de fissure.

## 2. Mécanismes et cinétiques de fissuration

### 2.1 Modes II et III

Ces deux modes sont traités ensemble, car ils présentent de nombreuses similitudes. Lorsqu'un essai de fissuration par fatigue est mené en gardant  $\Delta K_{II}$  ou  $\Delta K_{III}$  constants, on n'observe pas, contrairement à ce qui se passerait en mode I, une propagation à vitesse constante. Quatre cas (dont les délimitations seront précisées plus loin) se présentent: 1) l'amplitude est très faible, la fissure ne se propage pas 2) l'amplitude est un peu plus grande, la fissure bifurque ou se déverse immédiatement pour se propager en mode I, 3) à plus forte amplitude, mais toujours dans un régime de plasticité confinée, la fissure se propage d'abord dans son plan initial, mais à vitesse décroissante et finit par bifurquer/se déverser après une propagation coplanaire dont l'étendue croît avec l'amplitude du chargement, 4) l'amplitude est telle que des conditions de plasticité étendue conduisant à la déchirure ductile en cisaillement sont atteintes avant que survienne la bifurcation. Ce schéma, observé indépendamment et de façon répétée par diverses équipes [3-5] est en accord avec le critère de vitesse maximale et le fait que les courbes cinétiques intrinsèques de fissuration en mode II ou III ( $da/dN-\Delta K_{II}^{\text{effectif}}$ ,  $da/dN-\Delta K_{III}^{\text{effectif}}$ ) ont, pour un matériau donné, une pente plus grande que celles de mode I, qu'elles coupent pour une amplitude effective déterminant la transition du cas 2) au cas 3), passant au dessus de la courbe de mode I (Figure 2). Si l'essai est mené en dessous de ce point de transition, c'est la fissuration en mode I, plus rapide, qui survient. Dans le cas contraire, la fissuration en cisaillement, initialement plus rapide, survient, mais l'accroissement de la surface de contact entre les lèvres de fissure (et peut être aussi l'accroissement du coefficient de frottement par arrachement des couches d'oxyde/contamination) conduisent à une plus grande dissipation d'énergie par frottement, au détriment de celle nécessaire à l'extension de la fissure qui ralentit, alors que  $\Delta K_{II}^{\text{effectif}}$  ou  $\Delta K_{III}^{\text{effectif}}$  diminuent. A moins que l'amplitude ne permette d'abord une transition vers la rupture ductile,  $\Delta K_{II}^{\text{effectif}}$  ou  $\Delta K_{III}^{\text{effectif}}$  finissent par atteindre la valeur correspondant au point d'intersection avec la courbe cinétique de mode I, déclenchant la bifurcation. Tout paramètre extrinsèque (fréquence de sollicitation, environnement, température...) susceptible d'accélérer ou de ralentir la fissuration selon l'un ou l'autre mode peut décaler le point d'intersection ou changer les  $\Delta K$  effectifs correspondant à un  $\Delta K_{II}$  ou  $\Delta K_{III}$  nominal donné, via un changement des conditions tribologiques entre les lèvres (frottement sous air/vide par ex), changeant ainsi le trajet des fissures, sous un chargement nominal donné. Il est donc essentiel de caractériser les cinétiques de fissuration en mode I, II et III dans des conditions les plus représentatives possible des conditions de service. Le seul point pour lequel la fissuration en mode de cisaillement s'avère plus simple qu'en mode d'ouverture est l'absence apparente d'effet du rapport R [16] sur les cinétiques. Cette conclusion s'appuie toutefois sur un nombre trop limité d'études et mérite d'être vérifiée par d'autres essais, un changement du rapport R pouvant affecter la vitesse d'usure des aspérités des lèvres et les phénomènes de rochet en pointe de fissure.

Les surfaces de rupture par fatigue en mode II ou III ne présentent pas de stries, puisque celles-ci se forment, en mode I, via l'émission et le glissement de dislocations sur des plans inclinés par rapport à la fissure et qu'en mode II ou III, le glissement de dislocations se produit principalement dans le plan de la fissure. Par contre, les surfaces de rupture présentent des traces d'abrasion caractéristiques, formées par trainage de débris d'usure oxydés, dont l'orientation donne la direction locale des débattements et peut permettre de déterminer les proportions locales de mode II et III. Dans le cas du mode III, le déversement de la fissure s'initie souvent de façon discrète en divers points du front, donnant lieu à un faciès "en toit d'usine", dont la formation a été analysé de façon théorique par Pons & Karma[18], Lazarus & Leblond [7]. Enfin, des cupules ductiles très étirées dans le sens local des débattement peuvent être observées à la limite de la zone de fissuration stable en cisaillement.

## 2.2. Modes mixtes

Lorsque des sollicitations d'ouverture et de cisaillement se combinent, il en résulte des interactions de nature extrinsèque (fermeture et frottement) ou intrinsèque (plasticité et endommagement). Tschegg et Stanzl [4] ont montré qu'en mode III cyclique, l'ajout d'une composante statique de mode I, en séparant les lèvres de fissure, réduit leur frottement, accroît l'amplitude effective et accélère la propagation, alors qu'une compression statique a l'effet inverse, ces deux effets se manifestant aussi en mode II. Réciproquement, Hourlier et Pineau [2] ont montré qu'un chargement statique de mode III, en provoquant une segmentation du front de fissure qui se déverse localement, élève le seuil de fissuration en mode I et diminue la vitesse de propagation, pour un  $\Delta K_I$  donné. Selon Stanzl & al. [19], l'effet d'un mode II statique sur la fissuration en mode I (à  $\Delta K_I$  constant) dépend en fait de la longueur de fissure: si elle est faible, le mode II statique induit une accélération de la fissuration, mais un ralentissement dans le cas contraire (Fig 3a). Ce changement semble dû à une prédominance des effets de fermeture induits par la plasticité, à faible longueur de fissure (donc forte amplitude de contrainte, à  $\Delta K_I$  donné) et une prédominance des effets de fermeture induits par les aspérités, à plus grande longueur (et donc moindre amplitude de contrainte). Or, une évaluation des seuils d'ouverture, par simulation numérique de la propagation à travers la zone plastique et recherche de l'entrée en contact des premiers noeuds derrière la pointe [20] montre que le mode II réduit les effets de fermeture induits par la plasticité (Fig. 3d), expliquant ainsi l'accélération observée par Stanzl & Tschegg. Par ailleurs, des simulations éléments finis avec prise en compte de la rugosité de la fissure et du frottement (Fig. 3b) [20] montrent qu'un mode II statique, en décalant de façon permanente les aspérités des deux lèvres de fissure, provoque leur contact prématuré à la décharge (Fig. 3c), accroissant ainsi les effets de fermeture qu'elles suscitent et ralentissant la propagation. Sanders et Richard [21] ou Nayeb-Hashemi [22] et d'autres auteurs ont étudié les effets transitoires de chargements intermittents de mode II sur la fissuration en mode I.

L'analyse d'essais constitués d'une alternance d'un cycle de mode I ( $R=0$ ) et d'un cycle de mode II ( $R=-1$ ) menés sur un acier d'usage ferroviaire [11] permet d'illustrer des interactions entre modes en termes de plasticité et d'endommagement. La figure 4a montre les vitesses de propagation mesurées pour  $\Delta K_{II} = 20 \text{Mpa}\sqrt{\text{m}}$  en fonction de  $\Delta K_I$  et les compare aux vitesses en mode I pur et à celles estimées par la simple addition des vitesses pendant les deux parties du cycle. On constate que les vitesses mesurées sont bien supérieures à cette estimation, mettant en évidence un effet de synergie entre mode I et II. Cette synergie s'explique en partie par le couplage des écoulements plastiques en pointe de fissure. Un mode I statique ou des contraintes résiduelles axiales laissée par un cycle de mode I provoquent une augmentation de l'amplitude de déformation de cisaillement (figure 4b) et un rochet dans le sens axial [11], concourant tous deux à une accélération de la propagation. On

notera au passage qu'appliquer un mode I statique dans le but de réduire le frottement lors d'essais de fissuration en cisaillement modifie substantiellement l'écoulement plastique en pointe de fissure et accroît artificiellement les vitesses mesurées. L'effet de synergie observé peut également s'expliquer en partie par la conjugaison de la localisation de la déformation de cisaillement dans le plan de la fissure, qui caractérise le mode II et de la contrainte d'ouverture associée au mode I, également maximale dans cette direction et qui favorise la transformation d'une bande de cisaillement en fissure. L'application en pointe de fissure de critères de fatigue de type plan critique, après un calcul élément fini en élasto-plasticité permet de rendre compte de ces effets de synergie et de prévoir les trajets des fissures, lorsque mode d'ouverture et de cisaillement sont en compétition cinétique [23].

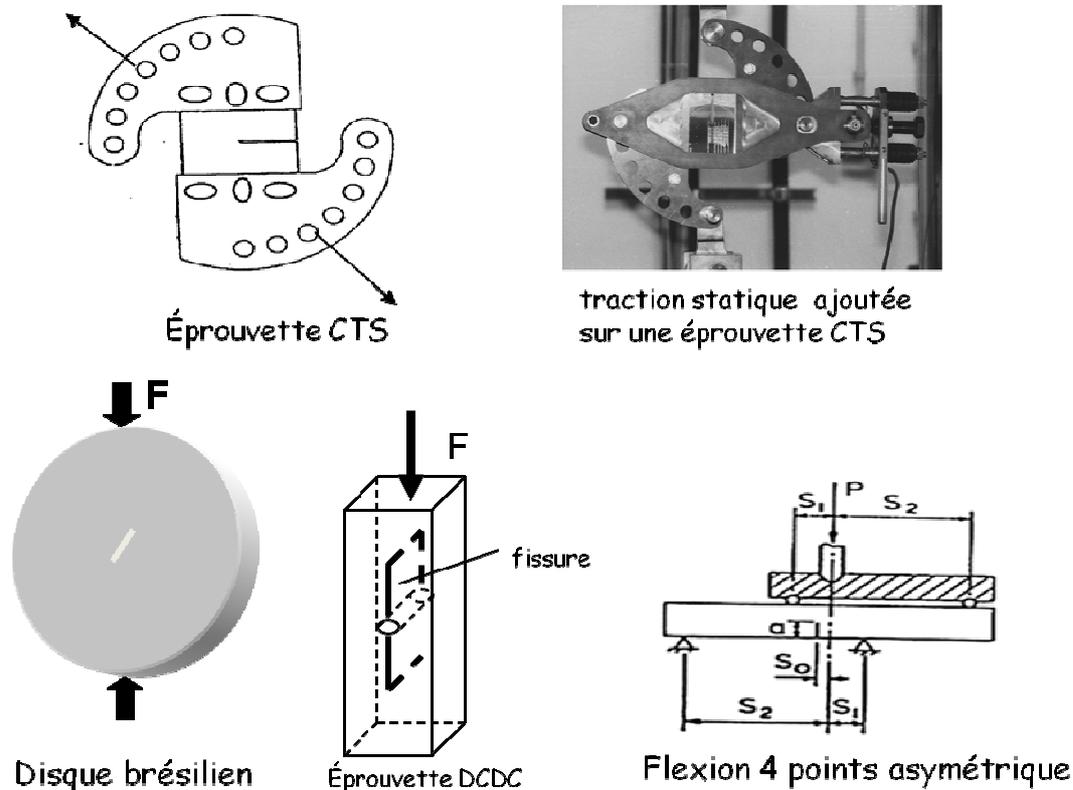
### 3. Conclusions

Ces quelques pages ne constituent qu'un aperçu d'un sujet très complexe et la liste de références ci-dessous compensera en partie la brièveté de ce texte. Les effets du trajet de chargement, qui seront au centre de l'exposé de S. Pommier, ont volontairement été peu développés. On retiendra principalement la nécessité de critères de bifurcation propres à la fatigue, d'évaluation et de prise en compte des effets de contact/frottement des lèvres de fissure, même en l'absence de compression normale appliquée et de prise en compte des couplages plastiques entre modes de sollicitation.

### Références

- [1] P. Dahlin, M. Olsson, The effect of plasticity on incipient mixed-mode fatigue crack growth, *Fat. Fract. Engng. Mater. Struct.* 26(2003) 577-588
- [2] Hourlier F. d'Hondt H. Truchon M. Pineau, Fatigue crack path behavior under polymodal fatigue. In: Miller, K.J., Brown, M. Editors, *Multiaxial fatigue*, ASTM, 1985, p228-248
- [3] Brown M.W. Hay E. Miller K.J. Fatigue at notches subjected to reversed torsion and static axial loads, *Fat. Fract. Eng. Mat. Struct.* 8 (1985), 243
- [4] Tschegg E.K. Stanzl S.E. The significance of sliding mode crack closure on mode III fatigue crack growth. In: *Basic questions in fatigue*, Fong et Fields eds, ASTM STP 924, Vol.1 (1988), , 214-232
- [5] V. Doquet, G. Bertolino, A material and environment-dependent criterion for the prediction of fatigue crack paths in metals, *Engng Fract. Mech.*, 75 N°11 (2008), 3399-3412
- [6] Y. Murakami, S. Hamada, A new method for the measurement of mode II fatigue threshold stress intensity factor range  $\Delta K_{th}$ , *Fat. Fract. Engng. Mater. Struct.* 20 (1997) 863-870
- [7] V. Lazarus, J.B. Leblond, S.E. Mouchrif, Crack front rotation and segmentation in mixed mode I + III or I + II + III. Part II: Comparison with experiments, *Journ. Mech. Physics Solids* 49 (2001) 1421-1443
- [8] J. Hornikova, S. Zak, P. Šandera, K-calibration of special specimens for mode II, III and II + III crack growth, *Engng Fract. Mech.* 110 (2013) 430-437
- [9] V. Doquet, Q.H. Bui, G. Bertolino, E. Merhy, 3D shear-mode fatigue crack growth in maraging steel and Ti6Al-4V, *Int. Journ. Fracture*, 165 n°1 (2010) 61-76
- [10] Planck R. Kuhn G. Fatigue crack propagation under non-proportional mixed-mode loading. *Engng. Fract. Mech.* 62 (1999):203-229
- [11] V. Doquet, S. Pommier, Fatigue crack growth under non-proportional mixed-mode loading in ferritic-pearlitic steel. V. Doquet, S. Pommier, *Fat. Fract. Eng. Mat. Struct.* 27(11), 2004, 1051-1060
- [12] V. Doquet, M. Abbadi, Q.H. Bui, A. Pons, Influence of the loading path on fatigue crack growth under mixed-mode loading, *Int. Journ. Fracture*, 159 (2009) 219-232

- [13] F. Fremy, S. Pommier, M. Poncelet et al., Load path effect on fatigue crack propagation in I + II + III mixed mode conditions – Part 1: Experimental investigations, *Int. J. Fatigue* 62 (2014) 104–112
- [14] T.S. Gross, Y. Zhang, D.W. Watt, Fracture surface interference in shear II. Experimental measurement of crack tip displacement field under mode II loading, *Acta Met.* 43 (1995), 901-906
- [15] Smith M.C., Smith R.A., Toward an understanding of mode II fatigue crack growth, *Basic Questions in fatigue*, ASTM STP 924, Fong & Fields, Eds., Philadelphia, (1988), Vol.1, 260-280.
- [16] G. Bertolino, V. Doquet, Derivation of effective stress intensity factors from measured crack faces displacements *Eng. Fract. Mech.* 76, 11, (2009) 1574-1588
- [17] Otsuka A., Mori K., Togho K. Mode II fatigue crack growth in aluminium alloys, *Current Japanese Materials Research*, 1, , Elsevier, London (1987) 149-180
- [18] A.J. Pons, A. Karma, Helical crack-front instability in mixed-mode fracture, *Nature* 464 | 4 (2010)
- [19] Stanzl S, Czegley M, Mayer HR, Tschegg E, Fatigue crack growth under combined Mode I and Mode II loading. *Fracture Mechanics: Perspectives and Directions*, ASTM STP 1020, Wei & Gangloff Eds, Philadelphia (1989) 479-496
- [20] V. Doquet, Q.H. Bui, A. Constantinescu, Plasticity and asperity-induced fatigue crack closure under mixed-mode loading, *Int. Journ. Fatigue*, 32 n° 10, (2010) 1612-1619
- [21] M. Sander, H.A. Richard, Finite element analysis of fatigue crack growth with interspersed mode I and mixed mode overloads, *Int. Journ. Fatigue* 27 (2005) 905–913
- [22] H. Nayeb-Hashemi, Effects of mode I and mode II overloads on subsequent mode I crack growth in AISI 4340 steels, *Biaxial & multiaxial fatigue*, M; Brown, K.J. Miller eds, MEP 1989, London, 265-283
- [23] V. Doquet, G. Bertolino Local approach to fatigue cracks bifurcation, *Int. J. Fatigue*, 30 (2008) 942-950



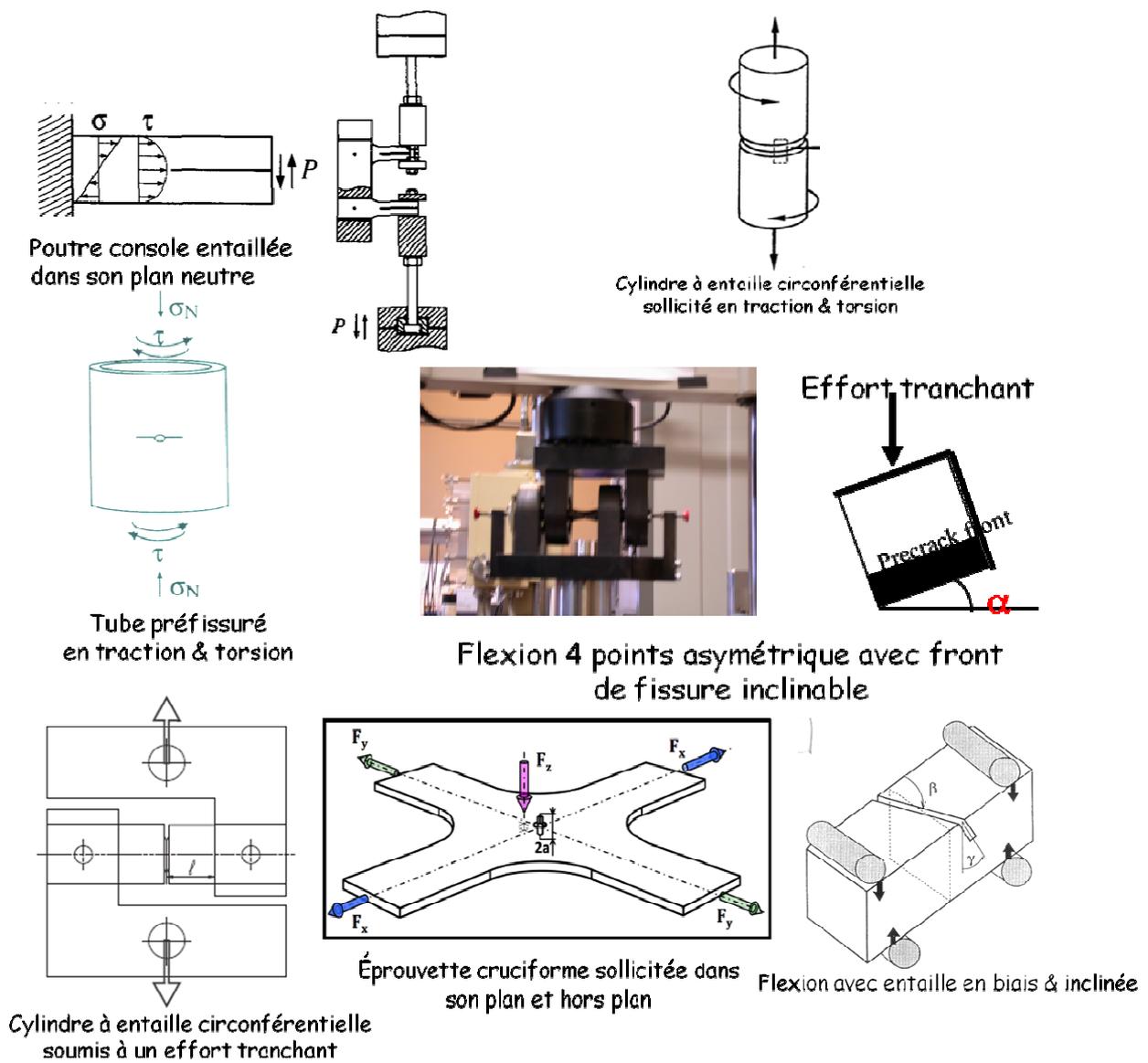


Figure 1. Quelques géométries d'éprouvettes pour la fissuration en mode mixte

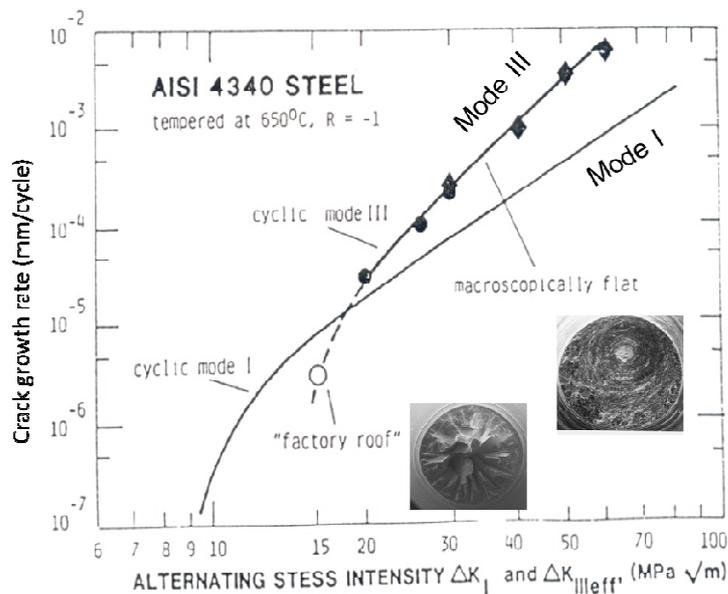


Figure 2: Cinétiques de fissuration en mode I et III d'un acier 4340 et facies associés [4]

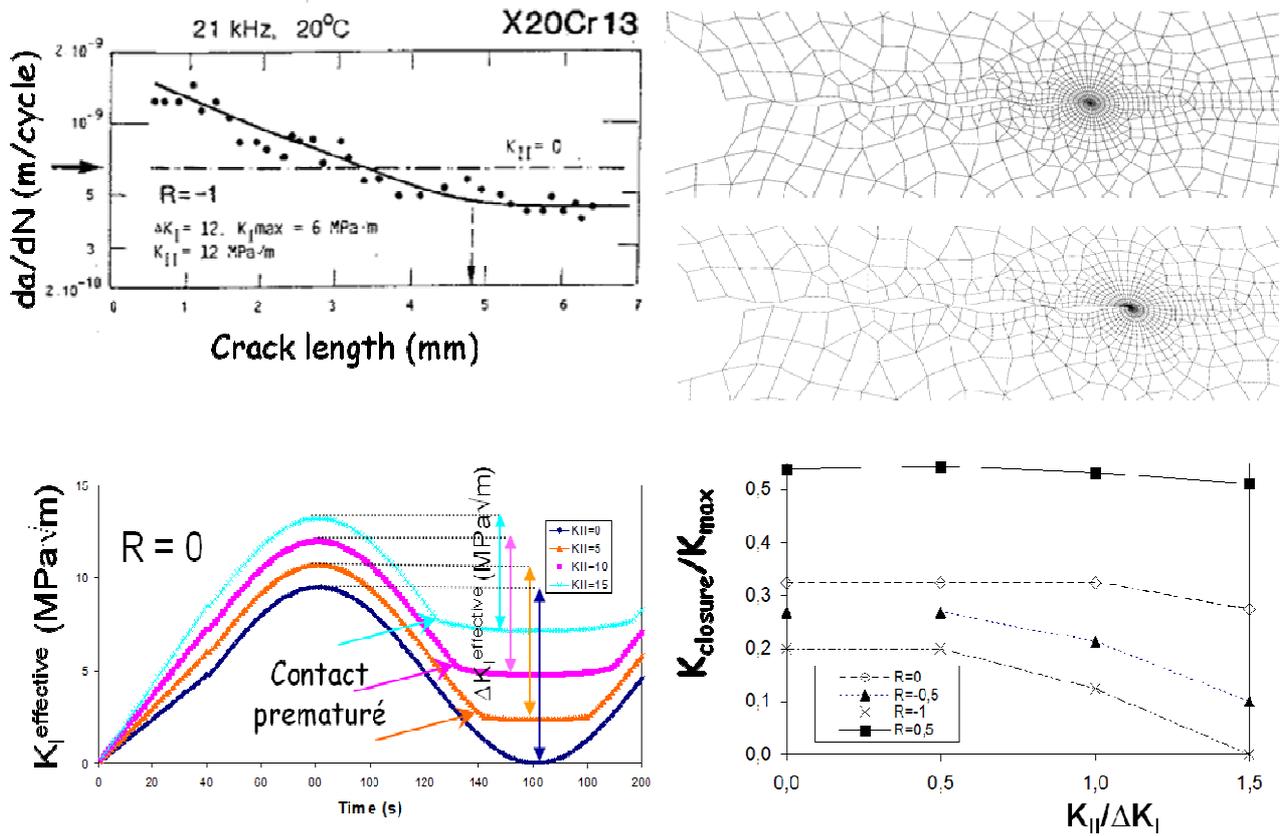


Figure 3: Effet d'un mode II statique sur la fermeture induite par les aspérités et par la plasticité et sur la vitesse de fissuration en mode I [19,20]

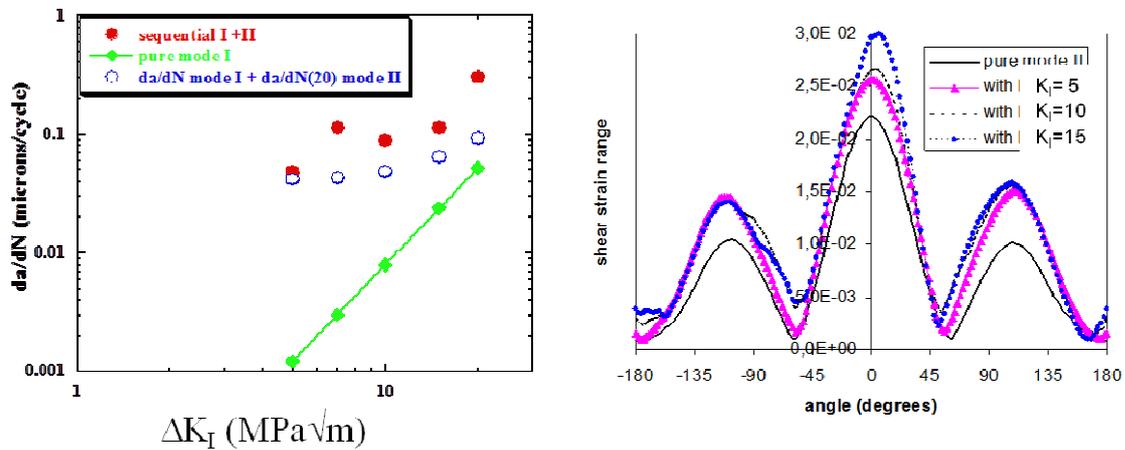


Figure 4: Synergie mode I-mode II dû au couplage des écoulements plastiques [11]