



## **Identification d'un modèle cohésif pour caractériser le comportement d'un assemblage collé**

Mohamad Azab, Guillaume Parry, Muriel Braccini, Rafael Estevez

### **► To cite this version:**

Mohamad Azab, Guillaume Parry, Muriel Braccini, Rafael Estevez. Identification d'un modèle cohésif pour caractériser le comportement d'un assemblage collé. CFM 2015 - 22ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2015, Lyon, France. <hal-03446499>

**HAL Id: hal-03446499**

**<https://hal.science/hal-03446499v1>**

Submitted on 24 Nov 2021

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



HAL Authorization

# Identification d'un modèle cohésif pour caractériser le comportement d'un assemblage collé

**M. Azab, G. Parry, M. Braccini, R. Estevez**

**Université de Grenoble Alpes, F-38000, Grenoble**

**CNRS SIMAP, UMR 5266, F-38000 Grenoble**

{Mohamad.Azab ; Guillaume.Parry ; Muriel.Braccini ;

Rafael.Esteve}@simap.grenoble-inp.fr

## Résumé:

Nous présentons une méthodologie d'identification d'un modèle de zone cohésive représentant l'interface d'un assemblage collé. Ce dernier comportant une entaille initiale est soumis à un essai de DCB ou de clivage en coin. Le chargement extérieur et la répartition des forces de cohésion au voisinage de l'entaille déterminent la déformée obtenue. De plus, nous montrons qu'il est nécessaire de tenir compte d'un champ de compression en aval de l'entaille dans son plan de symétrie pour obtenir une description complète de la cinématique de l'essai. Une modélisation en tenant compte d'un modèle cohésif triangulaire ou de type Dugdale conduit à des déformées distinctes. En postulant la réponse traction-ouverture du modèle cohésif, la déformée prédite peut être calculée analytiquement. A l'inverse, la mesure de la déformée permet d'identifier le modèle cohésif représentant le comportement de l'interface. Ceci est mise en œuvre en réalisant des expérimentations numériques du DCB ou de l'essai de coin pour obtenir une mesure de la déformée. Nous mettons en œuvre une procédure d'identification du modèle cohésif dont la comparaison avec les données éléments finis est satisfaisante.

**Mots-clés:** identification de modèle cohésif, couplage expérience-modélisation, interface, rupture

## 1. Introduction

Les descriptions de la rupture sont pour la plupart macroscopique avec l'utilisation d'un critère d'amorçage et de propagation fondé sur un chargement critique en terme de facteur d'intensité des contraintes ou de taux de restitution d'énergie. Une description locale du processus de rupture est possible en adoptant des modèles cohésifs dont la relation traction-ouverture représente mécaniquement le mécanisme responsable de la fissuration. L'aire sous la courbe correspond à l'énergie nécessaire pour créer une fissure. Deux paramètres caractéristiques interviennent : la valeur de la contrainte locale  $T_{\max}$  pour laquelle le mécanisme de décohésion s'amorce jusqu'à une ouverture critique  $\Delta_{\max}$  correspondant à la création d'une fissure localement. Ce dernier paramètre permet en outre d'incorporer une longueur intrinsèque dans la description autorisant ainsi l'étude d'effets d'échelles (épaisseurs des constituants, rayon d'entaille initiale par exemple). De plus, si le mécanisme de rupture est décrit de manière réaliste avec le modèle cohésif, les conditions de propagation pour différentes conditions d'essais peuvent être obtenues. C'est la cadre et la description que nous adoptons ici.

Les méthodologies d'identification de modèles cohésifs peuvent être classées selon trois échelles (i) macroscopiques (ii) micrométriques ou (iii) à partir d'information atomistiques. Les méthodologies de type (i) sont basées sur des mesures macroscopiques obtenues par des essais mécaniques sur éprouvettes entaillées (Elices et al. 2002) [1]. Celles relevant du groupe (ii) sont fondées sur une

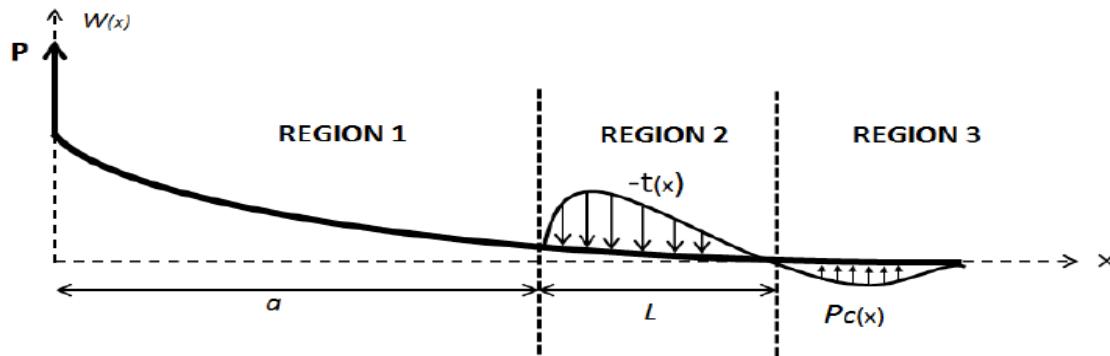
mesure et une analyse des champs de déplacements au voisinage d'une entaille (Réthoré Estevez, 2013) [2], (Fedele et al. 2010) [3] (Blaysat et al. 2015) [4]. Les approches de type (iii) sont fondées sur des résultats de simulations atomistiques de la fissuration (Gall et al. 2000) [5] (Yamakov et al. 2006) [6].

Pour les méthodes relevant du premier groupe, il est nécessaire d'avoir des informations sur l'amorçage et la propagation de la fissure, qui se doit d'être relativement stable ou contrôlée. Les méthodes de type (ii) nécessitent une mesure précise du champ de déplacement par corrélation d'images, accessible optiquement tant que la zone d'élaboration est micrométrique, pour caractériser le processus de fissuration. Les méthodes de type (iii) peuvent apparaître comme une simulation « directe » de la rupture, mais demeure réalisable pour des petits volumes de matière de structure idéalisée.

La méthodologie présentée dans ce travail est intermédiaire aux échelles (i) et (ii). Elle est mise en œuvre pour l'étude d'un assemblage collé sollicité en force ou bien par insertion d'une lame ou d'un coin. De fait, le travail n'est pas restreint à un problème de collage, mais pourrait être mis en œuvre pour l'étude de la rupture d'un échantillon massif, pré-entaillé, sollicité en coin. Dans le cadre d'un assemblage collé, la méthode proposée constitue un développement du modèle de Kanninen [7] et de l'analyse de Williams et Hadavania [8]. Kanninen a proposé une correction de l'analyse de DCB faisant l'hypothèse d'un encastrement en pointe de fissure en considérant l'influence d'un champ de compression agissant sur le plan de symétrie de l'essai en aval de la pointe de fissure. Cette contribution est justifiée par Kanninen par la présence d'un joint collé comparable à une « fondation élastique », mais apparaît dans le cas général d'un matériau massif d'un échantillon entaillé sollicité en coin. La proposition de cette étude est développée en tenant compte de la zone d'élaboration cohésive au voisinage de la pointe et d'évaluer l'influence de la répartition des forces de cohésion sur la déformée. À la suite de cette analyse, nous proposons une méthodologie inverse pour identifier un modèle cohésif dans le cadre de cet essai.

## 2- Description et analyse du problème

Notre démarche consiste à identifier les paramètres de la zone cohésive à partir du profil de la déformée pour un essai DCB ou un essai au coin (Wedge test). Nous avons à cette fin utilisé un modèle analytique dans lequel chaque échantillon est représenté par deux poutres collées. La déformation de chaque poutre est décrite par une cinématique de Timoshenko [9][10]. L'adhésion entre les poutres est représentée par une loi cohésive. deux types de lois traction-séparation différentes sont utilisées. La première loi est rectangulaire (type Dugdale) [11] et la deuxième est triangulaire comme celle intégrée dans Abaqus. Enfin, un modèle de contact rigide est introduit pour décrire les efforts dans la zone située en avant du front de fissure. Le modèle analytique est décrit dans l'image ci-dessous.



**Figure 1 : Modèle analytique pour l'essai DCB. Région 1 :** Poutre non endommagée soumise à un effort ponctuel  $P$  ; **Région 2 :** Zone endommagée soumise aux efforts de cohésion ; **Région 3 :** Zone de contact.

Les équations générales qui gouvernent l'équilibre le long de notre modèle sont :

### 1- Région 1 :

$$EI \frac{\partial^4 W_1(x)}{\partial x^4} = 0 \quad (1)$$

Avec E module de Young de la poutre et I le moment quadratique.

Ainsi, le déplacement  $W_1(x)$  pourrait s'écrire :

$$W_1(x) = A_1 x^3 + A_2 x^2 + A_3 x + A_4 \quad (2)$$

### 2- Région 2 :

En utilisant le modèle des zones cohésives, la longueur de la zone cohésive est généralement plus petite que la longueur de la poutre de la région 1 soumise à un effort P. Nos calculs ont montré que l'utilisation des hypothèses d'Euler-Bernoulli pour cette région de poutre ne représente pas correctement la solution en déplacement. C'est pour cette raison que nous utilisons la cinématique de Timoshenko pour établir l'équilibre de la poutre

Equations de Timoshenko:

$$\text{Moment } M(x) = EI \frac{\partial \theta(x)}{\partial x} \quad (3)$$

avec  $\theta$  est la rotation

$$\text{Effort Tranchant } Q(x) = SG \left[ -\theta(x) + \frac{\partial W(x)}{\partial x} \right] \quad (4)$$

Pour une poutre homogène de section droite S et en combinant les deux équations (2) et (3), nous aurons :



avec S section de la poutre, G module de cisaillement, et

$t(x)$  est le chargement réparti correspondant aux tractions exercées par la zone cohésive sur la poutre

Deux expressions de  $t(x)$  sont considérées :

- Triangulaire avec   $T_{\max}$  est la contrainte maximale et  $\delta_{\max}$  est l'ouverture normale maximale dans la zone cohésive

En remplaçant  $t(x)$  par sa valeur dans l'équation (4), le déplacement sur la région 2 s'écrit :

$$W_2(x) = B_1 \cos(k_1 x) + B_2 \sin(k_1 x) + B_3 \cosh(k_2 x) + B_4 \sinh(k_2 x) + \frac{\delta_{\max}}{2} \quad (5)$$

$$\text{Avec } k_1 = \sqrt{\frac{T_{\max}}{\delta_{\max} \mu h} \left( \sqrt{1 + \frac{2\delta_{\max} \mu^2 h^2}{EI \times T_{\max}}} - 1 \right)} \quad \text{et } k_2 = \sqrt{\frac{T_{\max}}{\delta_{\max} \mu h} \left( \sqrt{1 + \frac{2\delta_{\max} \mu^2 h^2}{EI \times T_{\max}}} + 1 \right)}$$

Avec  $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$  et h est la hauteur de la poutre

- Rectangulaire avec  $t(x) = -T_{\max}$

En remplaçant  $t(x)$  par  $-T_{\max}$  dans l'équation (4), le déplacement sur la région 2 s'écrit :

$$EI \frac{\partial^4 W_2(x)}{\partial x^4} = -T_{\max} \quad (6)$$

### 3- Région 3 :

$$EI \frac{\partial^4 W_3(x)}{\partial x^4} = P_c(x) - \frac{EI}{SG} \frac{\partial^2 P_c(x)}{\partial x^2} = 0 \quad (7) \quad \text{La solution de cette équation donne } P_c(x) = C_3 e^{kx}$$

En effet dans cette zone la condition de contact implique, pour  $x > a+L$ ,  $\frac{\partial^k W_3}{\partial x^k} = 0 \quad \forall k = [1, +\infty]$ .

A1, A2, A3, A4, B1, B2, B3, B4 et C3 sont des constantes à déterminer à partir des conditions aux limites et des conditions de raccordement

Le déplacement, solution du modèle analytique, est comparé au déplacement obtenu par un calcul par éléments finis avec le logiciel ABAQUS.

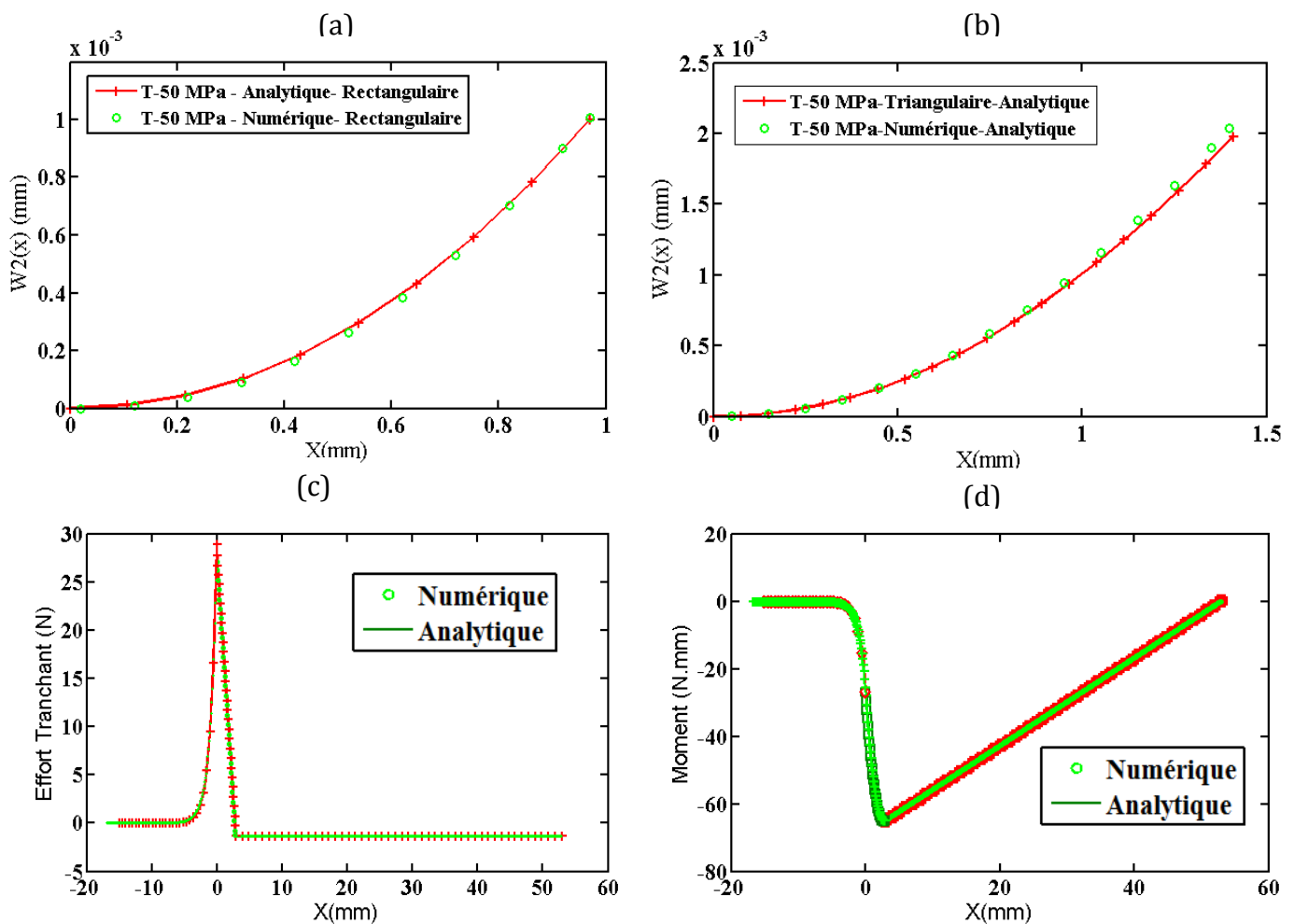


Figure 2 : (a) Déformée Région 2 avec ZC rectangulaire, (b) Déformée Région 2 avec ZC Triangulaire, (c) Continuité de l'effort tranchant sur le modèle, (d) Continuité du moment fléchissant sur le modèle

Pour les figures (2) et (3), les courbes ont été tracés pour une même énergie de séparation  $\Phi_{\text{sep}} = 100 \text{ J/m}^2$ . Le module de Young  $E = 70 \text{ GPa}$ , Section rectangulaire  $S = 1 \times 2 \text{ mm}^2$ , coefficient de poisson  $\nu = 0.3$  et pour une longueur de poutre  $a = 50 \text{ mm}$ .

Pour la zone cohésive rectangulaire, l'énergie de séparation  $\Phi_{\text{sep}}$  est égale à  $T_{\text{max}} \times \delta_{\text{max}}$  tandis que pour la zone triangulaire,  $\Phi_{\text{sep}}$  est égale à  $\frac{T_{\text{max}} \times \delta_{\text{max}}}{2}$ . L'ouverture critique  $\delta_{\text{max}}$  est donc de  $0.002 \text{ mm}$

pour la zone rectangulaire et de  $0.004 \text{ mm}$  pour la zone triangulaire. Le bon accord de l'effort tranchant et du moment fléchissant entre le modèle et le calcul numérique est illustré Fig. 2 (c) et (d)

Comme l'essai est symétrique nous n'en représentons que sa moitié. Nous retrouvons à l'amorçage de la propagation, sur les images 2(a) et 2(b) la moitié de  $\delta_{\text{max}}$ . Nous remarquons aussi que la longueur de la Process zone n'est pas la même pour les deux cas. Elle est égale à  $0.97 \text{ mm}$  pour la zone rectangulaire et  $1.4 \text{ mm}$  pour la zone triangulaire. Ceci montre que l'identification du modèle cohésif dépendre de la forme de la loi traction-ouverture supposée. Nos résultats montrent aussi que notre modèle analytique décrit correctement la cinématique de l'essai DCB.

Par la suite, nous allons proposer une démarche d'identification inverse, qui va nous permettre de déterminer à partir de la déformée de la poutre, les paramètres cohésifs  $T_{\text{max}}$  et  $\delta_{\text{max}}$  ainsi que la longueur de la Process zone  $L_{\text{cz}}$ .

Comme dans toutes les démarches d'identifications des modèles cohésifs présents dans littérature, nous partons du principe que la forme de la loi traction-séparation est connue a priori.

La démarche d'identification que nous proposons a été appliquée à des expériences numériques. Nous simulons un essai DCB avec une énergie de séparation égale à  $100 \text{ J/m}^2$ . Nous utilisons un modèle cohésif rectangulaire codé, qui a été inséré au niveau l'interface via une routine User-element.

Les différents  $T_{\text{max}}$  et  $\delta_{\text{max}}$  utilisés sont reportés dans le tableau 1 :

**Tableau 1: différentes configurations pour l'essai DCB**

Essai	$T_{\text{max}}$ (MPa)	$\delta_{\text{max}}$ (mm)	$G$ ( $\text{J/m}^2$ )
1	25	0.004	100
2	50	0.002	100
3	100	0.001	100
4	200	0.0005	100

Ensuite, nous traçons le profil de la déformée de la poutre à l'amorçage de propagation pour les 4 cas décrits dans le tableau 1. Chaque couple ( $T_{\text{max}}$ ,  $\delta_{\text{max}}$ ) correspond à un profil unique de la poutre.

Nos résultats montrent que la variation de  $T_{\text{max}}$  et  $\delta_{\text{max}}$  a apparemment très peu d'effet sur le profil de la déformée de la région 1 ce qui est logique puisque  $a \gg L$ .

La différence en termes de déflexion est visible sur la région 2 de la poutre. Chaque configuration a une déformée et une longueur de Process zone différente des autres configurations. Une possible démarche d'identification serait de comparer le profil numérique de la région 2 au profil analytique et extraire les paramètres  $T_{\text{max}}$  et  $\delta_{\text{max}}$  correspondants à ce profil. Cependant l'application de cette démarche à des essais expérimentaux nécessite en particulier des moyens d'acquisition locaux spécifiques et une erreur de mesure négligeable. En plus, Il faut que le profil de la déformée mesuré par corrélation d'image soit très précis.

De plus, expérimentalement, il paraît extrêmement délicat de distinguer la région 1 de la région 2 puisque la Process zone est généralement trop petite et la transition entre zone libre non endommagée et zone cohésive est a priori indiscernable.

Notre stratégie est plutôt ici d'identifier les paramètres cohésifs à partir de la déformée de la poutre de la région 1. Cette région est bien plus vaste et contient une information facile à mesurer avec des moyens standards. Pour réussir notre démarche d'identification, nous avons procédé à identifier notre modèle cohésif non pas à partir de la déformée, mais à partir de la dérivée seconde de la déformée (la courbure). Celle-ci s'avère être beaucoup plus sensible aux paramètres  $T_{\max}$  et  $L_{cz}$ .

Nous calculons ainsi la courbure pour chaque configuration et nous la comparons à la dérivée seconde de la flèche dans notre modèle analytique. Nous utilisons ensuite la méthode des moindres carrés pour retrouver les 2 paramètres cohésifs  $T_{\max}$  et  $L_{cz}$  qui donnent la solution la plus proche de notre courbure numérique. Le paramètre  $\bar{\delta}_{\max}$  est déduit à partir de  $T_{\max}$  et de  $\Phi_{\text{sep}}$ .

Les résultats que nous obtenons pour les 4 configurations sont reportés dans le tableau 2. Ils semblent très satisfaisants, même pour des longueurs de zones cohésives inférieures au mm.

**Tableau 2: Résultats d'identification du modèle cohésive à partir d'un essai DCB**

Essai	$T_{\max}$ (MPa)	$T_{\max}$ cible (MPa)	erreur %	$L_{cz}$ analytique (mm)	$L_{cz}$ cible (mm)	erreur %
1	25	25,5	2	2,53	2,58	1,98
2	50	50,51	1,02	1,5	1,55	3,33
3	100	106	6	0,851	0,86	1,06
4	200	207	3,5	0,46	0,47	2,17

### 3- Conclusions et perspectives

Nous avons proposé un modèle analytique de l'essai DCB qui, comme nos résultats le prouvent, décrit d'une manière satisfaisante la cinématique de l'essai en présence d'une zone cohésive.

Nous avons aussi proposé une démarche d'identification inverse du modèle cohésif qui nous permet d'identifier les paramètres  $T_{\max}$ ,  $\bar{\delta}_{\max}$  et  $L_{cz}$  directement à partir de notre modèle analytique en comparant la courbure numérique et analytique. Cette méthode a été testée avec succès sur des expériences numériques types Eléments finis, et a donné des résultats pertinents avec une erreur ne dépassant pas les 5%.

À ce jour, des essais sont en cours de réalisation afin d'appliquer la démarche présentée dans ce papier. Le domaine de validité de notre méthode reste le mode 1 pur et nous souhaitons par la suite refaire la même démarche pour le mode 2 pur avec l'essai ENF.

## RÉFÉRENCES

- [1] Elices, M., Guinea, G.V., Gomez, J., Planas, J., 2002. The cohesive zone model: advantages, limitations and challenges. Eng. Fract. Mech. 69, 137–163.
- [2] Réthoré J. Estevez R. J. of the mech. & Physics of solids 61 (2013) 1407-1420.
- [3] Fedele, R., Raka, B., Hild, F., Roux, S., 2009. Identification of adhesive properties in glare assemblies using digital image correlation. J. Mech. Phys. Solids 57, 1003–1016.
- [4] B.Blaysat J.P.M Hoefnagels, G.Lubineau, M. Alfano, M.G.D Geers R. J. of solids and structures 55 (20125) 79-91

- [5] K. Gall, M.F Horstemeyer, M. Van Schilfgaarde, M.I Baskes, Atomistic simulations on the tensile debonding of an aluminum–silicon interface, *J. Mech. Phys. Solids* 48, 2183-2212
- [6] V.Yamakov, E.Saether, D.R. Phillips, E.H. Glaessgen, Molecular-dynamics simulation based cohesive zone representation of intergranular fracture process in aluminium, *J. Mech. Phys. Solids* 454, 1899-1928
- [7] Kanninen M.F. (1973) An augmented double cantilever beam model for studying crack propagation and arrest. *Int. J. of Fracture* 9:83-92
- [8] J.G. Williams, H. Hadavinia. *J. of mech & Physics of solids* 50 (2002), 809-825.
- [9] Timoshenko, S. P., 1921, *On the correction factor for shear of the differential equation for transverse vibrations of bars of uniform cross-section*, *Philosophical Magazine*, p. 744.
- [10] Timoshenko, S. P., 1922, *On the transverse vibrations of bars of uniform cross-section*, *Philosophical Magazine*, p. 125.
- [11] Dugdale, D.S., 1960. Yielding of steel sheets containing slits. *J. Mech. Phys. Solids* 8, 100–104.