



HAL
open science

Simulation du traitement de surface par choc laser en présence d'un état initial de contraintes

Emricka Julan, Claude Stolz, Saïd Taheri, Patrice Peyre, Philippe Gilles

► To cite this version:

Emricka Julan, Claude Stolz, Saïd Taheri, Patrice Peyre, Philippe Gilles. Simulation du traitement de surface par choc laser en présence d'un état initial de contraintes. CSMA-2013, 11ème colloque en calcul des structures, CSMA, May 2013, Giens, France. hal-01722087

HAL Id: hal-01722087

<https://hal.science/hal-01722087v1>

Submitted on 2 Mar 2018

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.

Public Domain

Simulation du traitement de surface par choc laser en présence d'un état initial de contraintes

Emricka JULAN ¹ *, Claude STOLZ ², Saïd TAHERI ³, Patrice PEYRE ⁴, Philippe GILLES ⁵

1 LaMSID, UMR 8193 CNRS-EDF-CEA, julan.emricka@edf.fr

2 LaMSID, UMR 8193 CNRS-EDF-CEA, claude-externe.stolz@edf.fr

3 LaMSID, UMR 8193 CNRS-EDF-CEA, said.taheri@edf.fr

4 PIMM, UMR 8006 CNRS-Arts et Métiers Paris-Tech, patrice.peyre@ensam.eu

5 AREVA NP (T), Direction de la Recherche et de l'Innovation, philippe.gilles@areva.com

* Auteur correspondant

Résumé — Dans un premier temps, on valide les modèles numériques avec la solution analytique pour une loi élasto-parfaitement plastique. Par la suite, en réalisant un benchmark avec le Code_Aster et le code Abaqus, on valide la modélisation numérique pour une loi à grande vitesse de Johnson-Cook. Pour cela on identifie les paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook avec la méthode VISAR (Velocimetry Interferometric System for Any Reflector) appliquée au choc laser. Enfin, on compare les états résiduels obtenus par le choc laser multi-impacts superposés expérimentalement et numériquement.

Mots clés — traitement de surface, dynamique non linéaire, état résiduel, acier inoxydable, IN600

1. Introduction

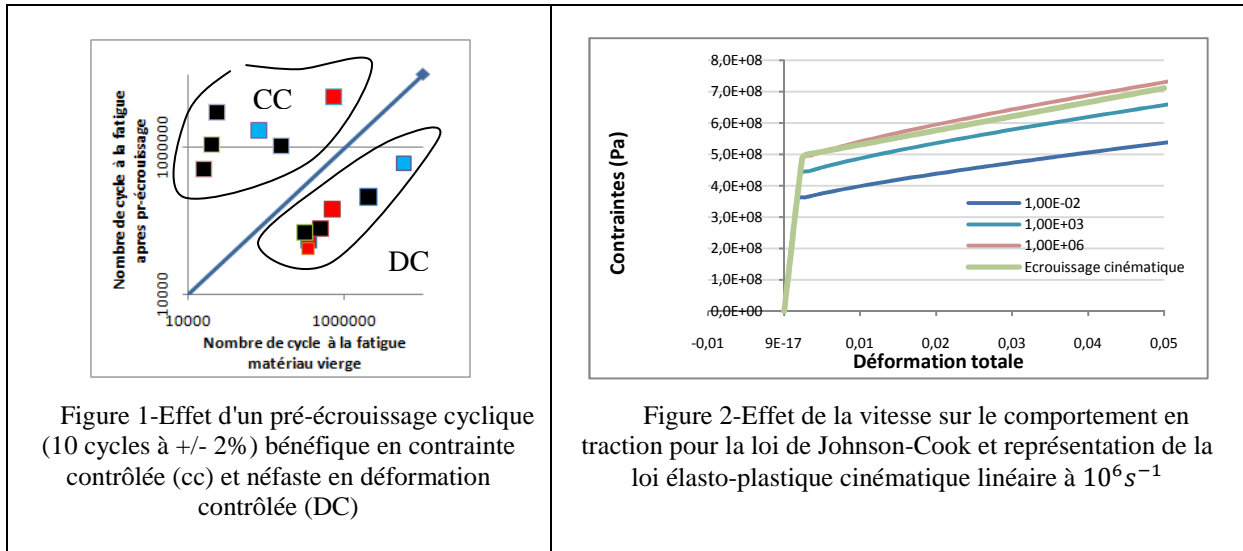
Les structures industrielles subissent au cours de leur existence des histoires de chargements complexes depuis leur élaboration, et leur mise en place (extrusion, soudage,...) et en conditions de services. Elles présentent alors des états résiduels de contrainte et d'érouissage qui peuvent avoir une grande influence sur leur tenue à la fatigue et leur résistance à la corrosion sous contrainte. En outre des procédés de réparation de dommage par soudage sont souvent envisagés mais ils contribuent à la mise en place de contrainte de tension dans les zones traitées. Réduire ces contraintes représente un enjeu important pour la prévention contre la corrosion sous contrainte et la fatigue des métaux.

Le grenailage ou le billage est un traitement de surface couramment employé pour créer une contrainte de compression en surface. Ces contraintes sont générées par de multiples bombardements de la surface à traiter, à l'aide de billes plus ou moins rigides et de dimensions millimétriques ou plus petites. Cependant le grenailage est responsable au sein du matériau d'un érouissage important (pouvant atteindre 10%). Pour l'inconel 600, cet érouissage peut être défavorable vis-à-vis de la tenue à la corrosion sous contraintes. Par ailleurs, on note l'importance de l'effet de l'érouissage pour la fatigue des aciers inoxydables, lesquels présentent une mémoire de la charge maximale dans leurs comportements. Un érouissage cyclique suffisant peut réduire la durée de vie pour des chargements cycliques en déformation contrôlée (fatigue thermique à grand nombre de cycles) contrairement au cas de contrainte contrôlée [1]. La **Figure 1** montre pour un acier inoxydable, l'effet bénéfique d'un pré-érouissage cyclique en contrainte contrôlée et l'effet néfaste en déformation contrôlée.

Le laser peening, ou choc laser pour la mise en compression, est un traitement de surface qui a été utilisé dans l'industrie aéronautique (notamment sur le bord d'attaque d'aube de turbine) et récemment au Japon [2]. Une impulsion laser, sur une surface recouverte d'un mince film d'eau, permet d'atteindre des pressions d'impact élevées sur de courtes durées. Ce procédé offre plusieurs avantages par rapport au grenailage : impact mieux maîtrisé, une contrainte de compression plus profonde mais surtout un érouissage moins important que celui créé par le grenailage. L'effet d'érouissage obtenu

sous choc laser multi-impacts doit être néanmoins analysé afin d'évaluer son impact sur la fatigue thermique, ce qui sera une suite au travail présenté ici.

Dans cette étude on propose tout d'abord, une comparaison des états de contraintes en élastoplasticité obtenus par une méthode analytique et par simulation numérique. Pour des comportements à grandes vitesses de déformation, on utilise classiquement la loi de Johnson Cook dont les paramètres sont identifiés soit par des essais à vitesses de déformation modérées, soit à l'aide d'essais à grandes vitesses de déformation de type VISAR (**Figure 2**). Le reste de l'étude est consacré à la comparaison des résultats de différents codes et modèles avec l'expérimental. Enfin on compare les résultats obtenus avec une loi isotrope de Johnson-Cook et une loi élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire, laquelle permet une plastification en décharge.



2. Validation de la modélisation avec la solution analytique

La comparaison entre la solution analytique [3] et le calcul éléments finis (EF) du Code_Aster en implicite a été faite pour un matériau élastique parfaitement plastique. Elle a permis outre de valider le modèle implicite, de quantifier pour la simulation, l'importance des éléments suivants : raffinement du maillage, pas de temps, conditions aux limites, taille de la structure. La solution analytique est donnée pour un cylindre semi-infini sachant que le calcul est réalisé en axisymétrie. L'impact est une charge constante de rayon 1 à 3 mm imposée selon l'axe du cylindre d'une valeur de 5 GPa sur une durée de l'ordre de 20ns. Le calcul analytique fait l'hypothèse d'une déformation uni-axiale selon l'axe du cylindre (cas de l'impact rapide selon P. Ballard). Par ailleurs le calcul analytique [3] permet d'assurer que pour une pression d'impact inférieur à 15 GPa et un temps de maintien en dessous de 50 ns, le cadre élasto-plastique est approprié.

La **Figure 3** donne une comparaison entre les contraintes longitudinales obtenues analytiquement et numériquement, dans la profondeur à différents instants. Sur cette figure, nous pouvons observer le détachement de l'onde élastique de célérité plus grande que l'onde plastique qui représente le précurseur élastique : élément déterminant de la plastification lors de l'impact puis de la progression de la zone plastifiée. Le niveau de contrainte associé au précurseur élastique est donné par la formule suivante :

$$HEL = \left(\frac{1-\nu}{1-2\nu} \right) \sigma_y^{dynamique} \quad (1)$$

Où $\sigma_y^{dynamique}$ est la limite d'élasticité dynamique pour le matériau considéré.

Une différence au niveau de la contrainte longitudinale entre notre modèle axisymétrique et la solution analytique a pu être observée dans la profondeur, ce qui traduit que l'hypothèse d'unidimensionnalité de la déformation se perd dans la profondeur. Cependant, sur une durée de 105ns les résultats analytiques et numériques se superposent (**Figure 3**).

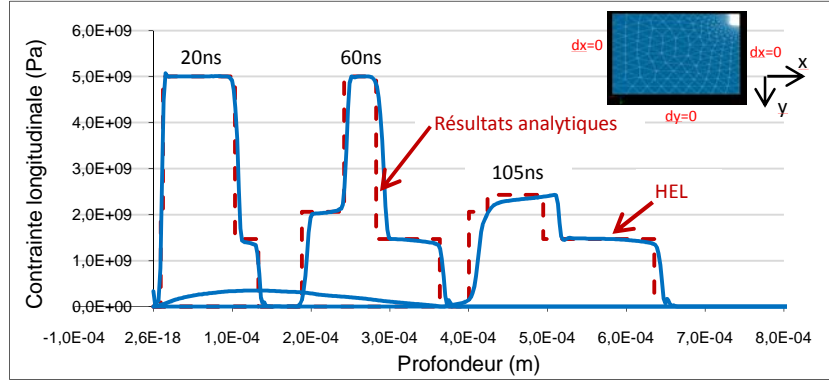


Figure 3- Représentation de la contrainte longitudinale dans la profondeur sur l'axe : comparaison des modèles analytique et numérique

3. Loi de comportement à grande vitesse de Johnson-Cook

La loi phénoménologique la plus utilisée en grande vitesse est la loi de Johnson Cook, celle de Zerilli-Armstrong quoique ayant un fondement plus physique, s'avère plus difficile à identifier. La loi de Johnson-Cook détermine la limite d'élasticité écrite ici en l'absence de l'effet de température:

$$\sigma_y = (A + B\varepsilon_n^p) \left(1 + C * \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\varepsilon_{p0}}\right) \right) \quad (2)$$

Cette loi est isotrope et σ_y représente ainsi la courbe de traction une fois la partie élastique éliminée. A et B sont des constantes à déterminer sur une courbe de traction à la vitesse de déformation plastique de $\dot{\varepsilon}_{p0} = 10^{-2} s^{-1}$. Le paramètre C est habituellement déterminé par un essai de barre de Hopkinson qui induit des vitesses de déformation de l'ordre de $10^3 s^{-1}$ tandis que pour le choc laser cette vitesse atteint $10^6 s^{-1}$. L'essai VISAR permet d'atteindre ces vitesses élevées et donc de déterminer C dans les conditions de chargement.

Pour un IN600 les paramètres A, B et n ont été déterminés par des essais à vitesse $10^{-2} s^{-1}$.

3.1. Méthode VISAR pour la détermination des paramètres de la loi de comportement à $\dot{\varepsilon} \approx 10^{-6} s^{-1}$ et du pic du chargement

Afin de déterminer le HEL, on impacte une plaque mince par un choc laser. A l'aide de la méthode VISAR par une analyse Doppler, on obtient la vitesse matérielle sur la surface libre de la plaque. A partir de cette vitesse, on peut observer le détachement de l'onde élastique et donc déterminer celle correspondant au HEL (**Figure 4**). Cette méthode permet également d'obtenir le pic du chargement en relevant la vitesse matérielle maximale (**Figure 4**). A partir de la formule (3) on obtient la valeur du HEL [4].

$$HEL = \frac{1}{2} \rho C_{\text{élastique}} U_{HEL} \quad (3)$$

Ensuite selon la formule (1), nous pouvons déterminer la limite d'élasticité dynamique $\sigma_y^{\text{dynamique}}$.

Les essais ont été réalisés à l'aide du laser Continuum Powerlite Plus au Laboratoire PIMM de l'école des Arts et Métiers de Paris [5], générant à une longueur d'onde de $0.53 \mu m$ des impulsions dans la gamme 0.1 J- 1.24 J, 10.5 ns, et avec des diamètres d'impacts de l'ordre de 1.2 à 1.5 mm. Les essais de mono-impact ont été réalisés en régime de plasma confiné, avec immersion complète des pièces dans de l'eau. Les essais VISAR ont été réalisés sur des cibles minces de 1 mm d'épaisseur qui ont été prélevées à partir des cibles massives en IN600. Les données sont : $\rho = 8250 kg/m^3$, $E = 206 GPa$, $\nu = 0.3$, ce qui donne une célérité élastique $C_{el} = 5800 m/s$. Les premières mesures font état de vitesses de surface libre des précurseurs élastiques autour de $2U_{HEL} = 35 \pm 4 m/s$, correspondant approximativement à une limite d'élasticité sous choc de $HEL = 0,85 GPa \pm 0,1 GPa$. Compte tenu des valeurs de A et B, le paramètre C a été déterminé à partir de la formule (2).

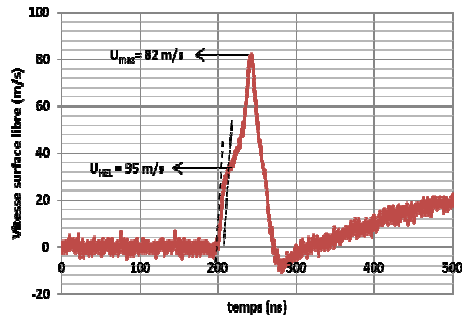


Figure 4-Profil de vitesse de la surface libre obtenu par vélocimétrie Doppler VISAR à l'arrière d'une cible de 1mm d'épaisseur en IN600 ($I=7.8 \text{ GW/cm}^2$, impact de 1.2 mm de diamètre)

4. Comparaison du calcul numérique mono-impact avec l'expérimental

Dans ce chapitre, nous présentons la corrélation de nos résultats avec l'expérimental. L'étude est faite en axisymétrique sur des structures d'épaisseur 1mm et de rayon 6mm. Le chargement a été déterminé en recalant les résultats de la vitesse obtenue expérimentalement et numériquement. Le chargement est représenté par une gaussienne en temps d'intensité maximale approximative de 3.7GPa. Le rayon de l'impact est de 1.5 à 1.6mm et le chargement est considéré constant sur la zone impactée. Des comparaisons pour des schémas en temps (implicite ou explicite) et différents éléments finis (linéaire ou quadratique) ont été effectuées afin de trouver la modélisation optimale pour le cas multi-impacts. Le cylindre est en appui simple sur une zone de largeur $75\mu\text{m}$ sur le bord du bas du cylindre.

4.1. Analyse de la vitesse

A l'aide de la méthode VISAR, un profil de vitesse a pu être représenté en face arrière libre d'une plaque mince de 1mm d'épaisseur d'IN600 (Figure 5). Afin de valider nos modélisations, nous avons comparé nos résultats numériques aux résultats expérimentaux.

Nous pouvons observer que les résultats sont assez concordants. L'essai est réalisé sur une plaque sur laquelle on applique une fine couche de scotch d'aluminium afin d'éviter les brûlures de la surface. N'ayant pas modélisé numériquement ce scotch, il est important de faire différentes études afin d'obtenir la pression la plus optimale. La répartition a également été prise constante dans l'espace bien que le choc laser ne le soit pas. Concernant les modèles utilisés nous pouvons observer une superposition de la vitesse du HEL issu du code explicite Abaqus pour un élément linéaire avec ceux obtenus pour un élément quadratique en implicite pour le Code_Aster. Une légère différence existe avec le calcul explicite pour un élément linéaire avec Code_Aster.

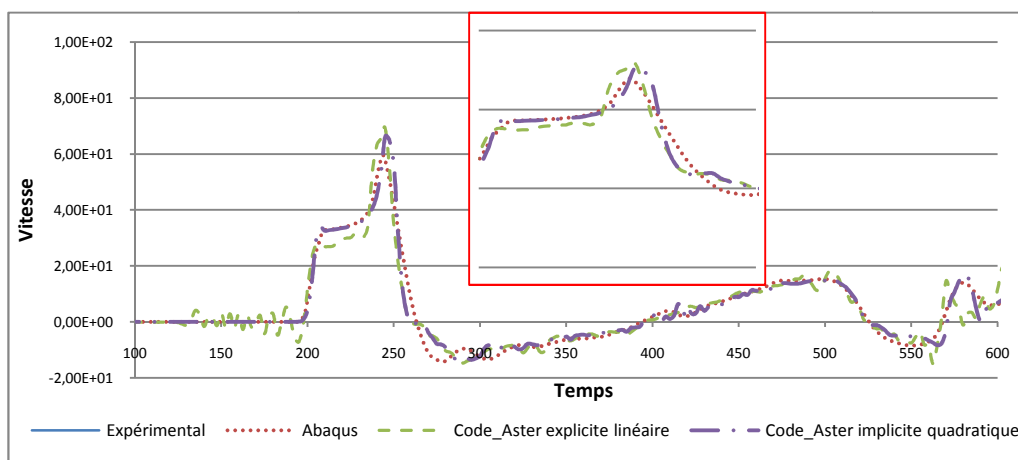


Figure 5-Evolution de la vitesse en fonction du temps en face arrière libre de la plaque (centre de l'impact)- Comparaison de différents modèles numériques avec l'expérimental

4.2. Analyse des contraintes

Sur les **Figure 6 (a, b)** nous pouvons observer à deux instants donnés la contrainte longitudinale dans la profondeur sous le centre de l'impact pour différentes modélisations. Avant l'apparition du HEL, il y a une superposition des trois courbes (**Figure 6a**). Le calcul implicite avec Code_Aster et le calcul explicite avec Abaqus donne des résultats identiques et quasiment la bonne valeur de HEL (0.8GPa contre 0.85GPa).

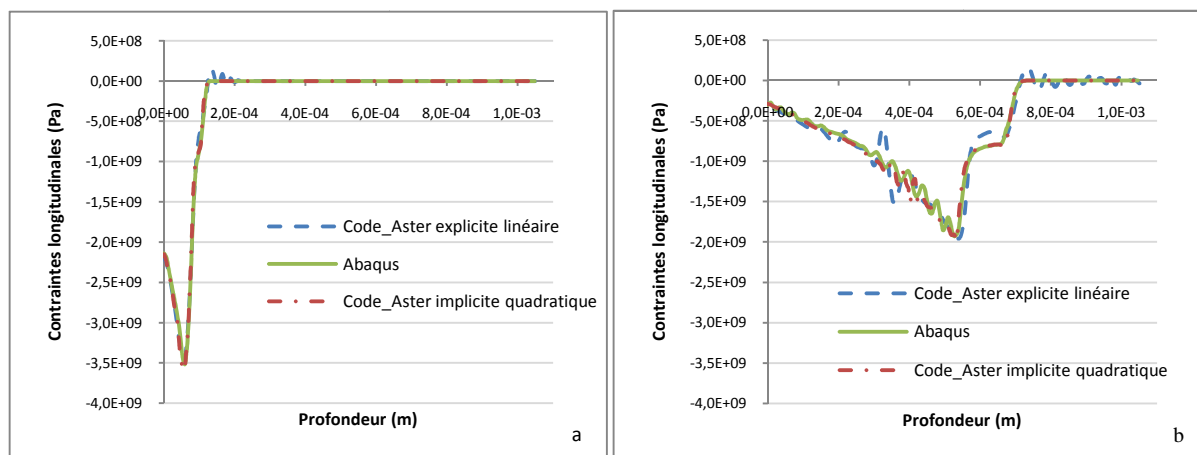


Figure 6-Evolution de la contrainte longitudinale dans la profondeur à différents instants : a) 20ns b) 120ns

5. Comparaison du calcul numérique multi-impacts avec l'expérimental

Pour le cas multi-impacts, les essais ont été réalisés sur des plaques de dimension 50mm*40mm*25 mm et les calculs numériques ont été réalisés sur des cylindres de profondeur 10mm et de rayon 6mm considérés comme suffisamment larges pour coïncider avec les essais. L'étude a été faite en axisymétrique, en explicite avec des éléments linéaires pour les codes Abaqus et Code_Aster. La structure est en appui simple sur la totalité de la surface du bas. Le chargement utilisé est le même que celui du cas mono-impact.

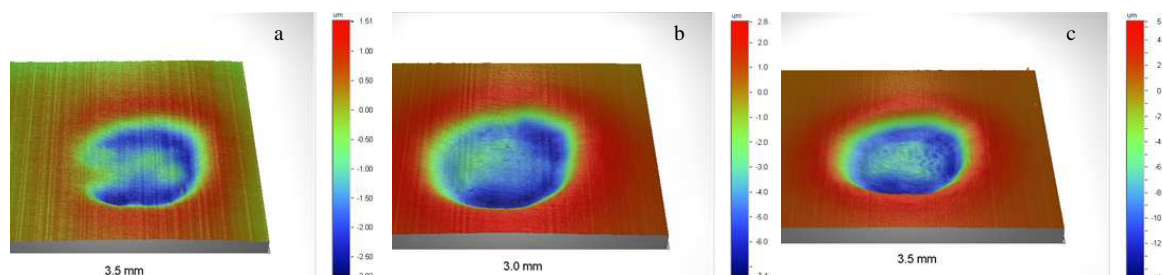


Figure 7-Profiles 3D d'impacts laser ($I=2.5 \text{ GW/cm}^2$) (a) 1 impact, (b) 3 impacts, (c) 6 impacts

5.1. Analyse de l'enfoncement de la surface

Pour chaque impact laser, des mesures d'enfoncement ont été réalisées au PIMM grâce à un profilomètre Veeco Dektak 150 à stylet. Les impacts présentant une dissymétrie, il est important de recalibrer au mieux les résultats numériques sur l'expérimental afin d'obtenir des comparaisons correctes. Dans un premier temps, nous avons représenté l'enfoncement de la surface pour un impact puis pour 7 impacts (**Figure 8**). Pour le premier impact, l'enfoncement sous l'impact est relativement bien représenté par la simulation numérique, bien qu'au bord il y ait un décalage. Après 7 impacts, il existe un décalage plus important entre les essais et le calcul numérique.

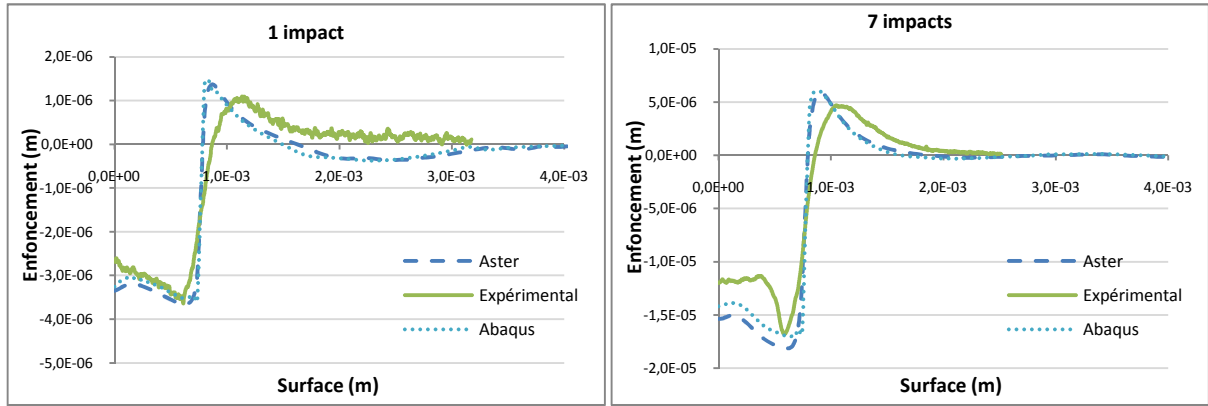


Figure 8-Comparaison numérique et expérimentale de l'enfoncement de la surface suite à plusieurs impacts

Dans un second temps, nous avons étudié l'évolution de l'enfoncement maximal de la surface en fonction du nombre d'impacts (**Figure 9**). Nous observons qu'un léger décalage entre l'expérimental et le numérique apparaît avec le nombre d'impacts. La pression ne pouvant être déterminée de façon exacte (présence d'un scotch non modélisé, impact laser non symétrique, impact non constant dans l'espace), il est important de recalibrer dans un premier temps l'intensité maximale du chargement. Ainsi, les résultats pour une deuxième pression égale à 3.5GPa ont été présentés sur la **Figure 9** qui donne des résultats plus proches de l'expérience.

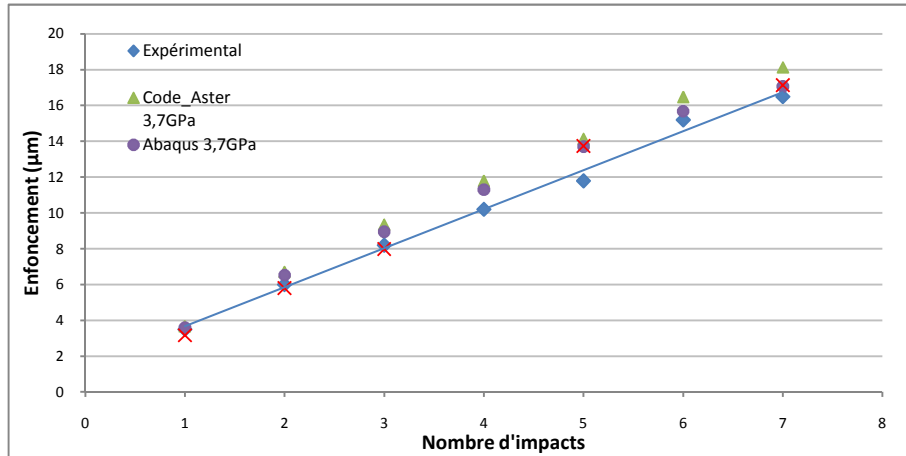


Figure 9-Evolution de l'enfoncement maximal de la surface en fonction du nombre d'impacts

5.2. Analyse des contraintes résiduelles

Dans le cas du multi-impacts, il est important d'attendre la fin de la plasticité, pour obtenir les contraintes résiduelles. Toutefois, bien que la plasticité soit finie, il est parfois nécessaire d'attendre un certain temps pour obtenir la stabilisation des contraintes dans la structure.

Dans un premier temps, nous avons réalisé un calcul en laissant 1µs entre les impacts et en enchaînant avec un 2^{ème} impact sans éliminer l'onde élastique se trouvant dans la structure et sachant qu'en absence d'amortissement l'onde retournerait une fois qu'elle aura atteint la surface du bas. Nous observons dans ce cas (**Figure 10**) des oscillations au bout du 3^{ème} impact qui peuvent être dues au retour de l'onde ou à un manque de stabilité de la solution.

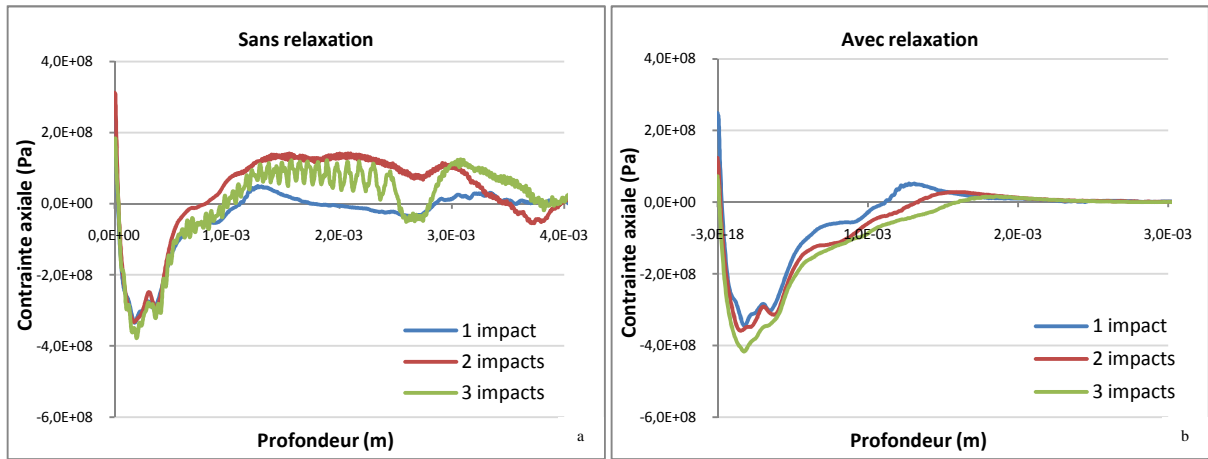


Figure 10-Evolution de la contrainte axiale dans la profondeur pour 1, 2 et 3 impacts (Code_Aster en explicite)

Dans un second temps, au bout de $1\mu s$, nous avons réalisé un calcul élastique en prenant en compte comme état initial les déformations plastiques induites par l'impact (méthode de relaxation). Ce calcul nous permet d'obtenir les contraintes résiduelles qui serviront d'état initial pour l'impact suivant. Dans ce cas nous éliminons l'onde élastique et il n'y a donc pas de retour d'onde. Ainsi, nous n'observons pas d'oscillations.

Nous constatons que la contrainte maximale de compression est proche dans les deux cas. Il est néanmoins nécessaire d'utiliser la méthode de relaxation pour obtenir des résultats corrects sans attendre la stabilisation des contraintes.

6. Effet de la loi de comportement

La loi de comportement à grande vitesse de Johnson-Cook est une loi isotrope. L'IN600 et les aciers inoxydables sont plus adaptés à des lois de comportement cinématique. Néanmoins, à notre connaissance, il n'existe de loi de comportement à écrouissage cinématique prenant en compte les grandes vitesses de déformation. Toutefois, nous avons fait le choix d'identifier la courbe de loi cinématique linéaire sur la courbe de la loi de Johnson-Cook à $10^6 s^{-1}$ (Figure 2). Ci-dessous nous présentons les résultats de contraintes, de déformations plastiques et d'enfoncement de la surface.

6.1. Analyse des contraintes

Les Figure 11 (a, b) montrent les contraintes longitudinales à 100 et 1000 ns. Les résultats obtenus par les deux lois de comportements sont quasiment superposés à 100ns contrairement à 1000ns.

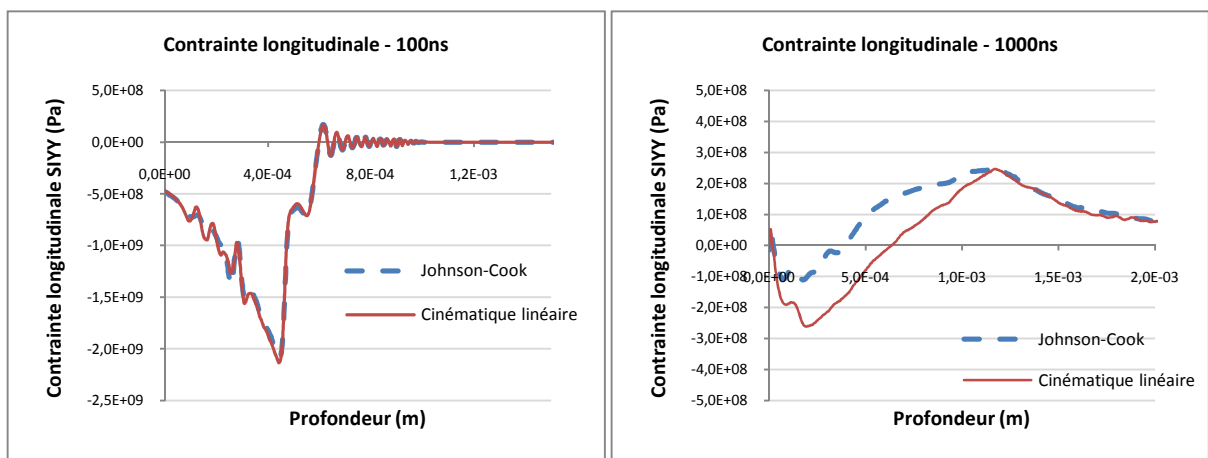


Figure 11-Evolution des contraintes longitudinales en fonction de la profondeur à différents instants - Comparaison de la loi de Johnson Cook et de la loi à écrouissage cinématique linéaire (calcul Code_Aster)

6.2. Analyse de l'enfoncement et des déformations plastiques

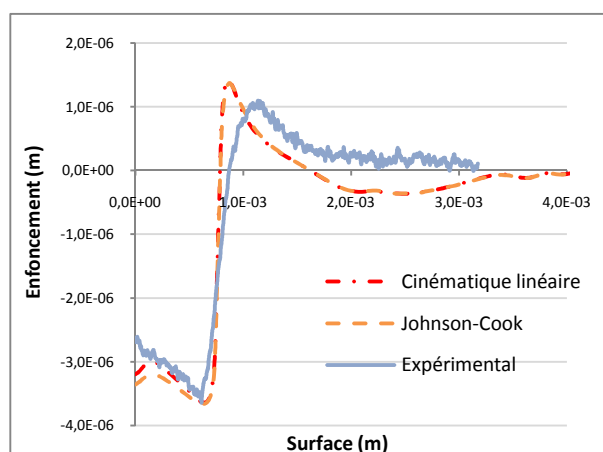


Figure 12-Comparaison de l'enfoncement de la surface avec l'expérimental (après 7 impact)

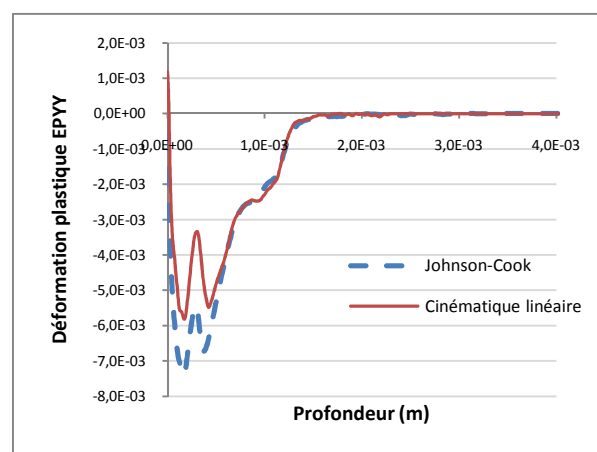


Figure 13-Evolution de la déformation plastique longitudinale à 1000ns

Sur la **Figure 12**, nous constatons une légère différence de l'enfoncement sous l'impact pour les deux lois, mais une différence relativement plus importante pour la déformation plastique sur la **Figure 13**.

Les résultats des chapitres 6.1 et 6.2 montrent que ni les vitesses de déformation faibles ni la plasticité en décharge pour le cas cinématique n'affectent les résultats à 100ns contrairement à 1000ns. Toutefois, il est difficile de conclure pour le cas 1000ns, si la différence des résultats est liée à la possibilité de la plasticité en décharge ou au fait que la loi cinématique soit indépendante de la vitesse.

7. Conclusion et perspectives

Les modélisations numériques de choc laser avec 7 impacts superposés obtenues par le Code_Aster et le Code Abaqus représentent relativement bien l'enfoncement en utilisant la loi de Johnson Cook et une loi d'écrouissage cinématique linéaire en comparaison avec l'expérimental. En ce qui concerne les contraintes résiduelles obtenues numériquement par une méthode de relaxation, leur validation nécessite des résultats expérimentaux de mesures de contraintes résiduelles. Afin de réaliser des calculs multi-impacts non superposés, il est important d'effectuer les calculs en 3D. Ces calculs ont été entrepris, mais un travail reste à faire pour obtenir le modèle 3D le plus adapté. En dernier lieu, une étude sera réalisée en prenant en compte les contraintes résiduelles issues d'une simulation de soudage.

8. Références bibliographiques

- [1] **Taheri S., Hauet A., Taleb L., Kpodekon C.** Micro-macro investigations about the fatigue behavior of pre-hardened 304L steel. *International Journal of Plasticity*. 2011. Vol. 27, pp. 1981-2004.
- [2] **Y., Maski.** Development and application of laser peening system for PWR power plants. *Proc. of 14th Int. Conf. on nuclear Engineering*. Miami, Florida, USA : s.n., 2006.
- [3] **Ballard P.** Contraintes résiduelles induites par impact rapide. Application au choc laser. *Thèse de doctorat de l'Ecole Polytechnique*. 1991.
- [4] **Peyre P., Berthe L., Scherpereel X., Fabbro R., Bartnicki E.** Experimental study of laser-driven shock waves in stainless steels. s.l. : J. Appl. Phys. 84, 5985, 1998.
- [5] **Peyre P.** *Contrat EDF-PIMM*. 2012.