

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE

Faculté de génie

Département de génie mécanique

CARACTÉRISATION DE LA RÉSISTANCE AUX IMPACTS DE  
PALES DE TURBINE EN CÉRAMIQUE MONOLITHIQUE  
SOUS CONTRAINTE DE COMPRESSION UNIAXIALE

Mémoire de maîtrise

Spécialité : génie mécanique

Francis BEAUCHAMP

Sherbrooke (Québec), Canada

Juillet 2022

# MEMBRES DU JURY

Mathieu PICARD

---

Directeur

Jean-Sébastien PLANTE

---

Évaluateur

François CHARRON

---

Évaluateur

# RÉSUMÉ

La *Inside-Out Ceramic Turbine* (ICT) est une architecture novatrice de rotor de turbine à gaz développée en partenariat par l'Université de Sherbrooke et Exonetik Turbo. Cette architecture de turbine à gaz permet l'utilisation de pales de turbine en céramique monolithique afin d'augmenter la température maximale en entrée de turbine ainsi que l'efficacité de cycle d'une microturbine sans nécessiter des techniques complexes et coûteuses de refroidissement. Pour assurer l'intégrité structurelle des pales en céramique pendant l'opération de la turbine, elles sont maintenues en compression par un anneau structurel en rotation. Plusieurs expériences précédentes ont démontré que cette architecture de rotor de microturbine est capable d'opérer dans des conditions normales pendant plus de 100 heures sans problème majeur. De plus, la durée de vie théorique des pales de céramique dans le cadre d'une opération normale de cette turbine devrait être suffisante pour assurer sa viabilité à long terme. Cependant, les dommages par corps étrangers (*Foreign Object Damage*, FOD) ont toujours été un problème majeur dans les efforts de développement des rotors de turbine en céramique, et leurs effets sur la durée de vie des pales de l'ICT n'ont pas été étudiés jusqu'à présent.

Il a été théorisé que les contraintes de compression induites dans les pales de céramique par l'architecture du rotor de l'ICT ainsi que les conditions limites des pales dans cette configuration aideraient à contrer les contraintes de tension induites dans les pales lors d'un impact, limitant ainsi la formation et la propagation de fissures et augmentant leur résistance aux impacts. Une approche expérimentale a d'abord été utilisée pour vérifier le potentiel de cette technique d'amélioration de la résistance aux impacts. Pour se faire, les conditions limites des pales de turbine en configuration traditionnelle et inversée ont été répliquées sur des échantillons de céramique et des essais d'impact ont été effectués. Par la suite, un modèle de simulation dynamique explicite calibré sur les essais d'impact a été développé afin de simuler des essais d'impact plus réalistes sur un modèle de la turbine ICT en condition d'opération.

Les résultats obtenus par les essais expérimentaux montrent que des échantillons de céramique contraints pour simuler des pales de turbine en configuration inversée peuvent soutenir des impacts significativement plus énergétiques que ces mêmes échantillons en configuration traditionnelle (5 fois plus), confirmant qu'un gain significatif de résistance aux impacts est apporté par l'architecture de la turbine inversée. De plus, des simulations basées sur les résultats des essais expérimentaux ont pu démontrer que les pales du prototype de la turbine ICT pouvaient en théorie résister à un impact provoqué par un projectile en acier d'un diamètre jusqu'à environ 1,7 mm sans se rompre aux conditions d'opération normales de la turbine (130 000 tr/min, vitesse tangentielle d'environ 350 m/s), ce qui vient encore une fois démontrer le potentiel de viabilité de la turbine ICT pour une utilisation à long terme.

**Mots-clés :** Microturbine, pales en céramique, précontrainte uniaxiale, dommages par corps étrangers, résistance aux impacts, simulation dynamique.

# REMERCIEMENTS

La réalisation de ce projet de recherche a été possible grâce à la contribution et à l'appui de plusieurs personnes.

Pour commencer, j'aimerais remercier mon directeur de recherche, le professeur Mathieu Picard, de m'avoir permis de faire mon projet de maîtrise avec son groupe de recherche et de m'avoir aidé tout au long de mon projet. Les expériences et les embûches que j'ai rencontrées pendant les deux années et demie de travail sur ce projet m'auront permis de me surpasser et l'expérience acquise me suivra tout au long de ma carrière en ingénierie.

Merci également à tous les membres des groupes RAMJET et CREATEK qui m'ont accompagné tout au long de mon parcours. Votre aide et vos conseils ont grandement à rendre mon passage à l'Université de Sherbrooke des plus agréables.

Finalement, j'aimerais aussi remercier ma famille et mes amis de m'avoir supporté tout au long de mes études et de m'avoir permis de garder le cap malgré les moments difficiles qui ont été rencontrés en cours de chemin.

# TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE 1	INTRODUCTION .....	10
1.1	Mise en contexte et problématique.....	10
1.2	Question de recherche .....	12
1.3	Objectifs du projet de recherche.....	13
1.4	Contributions générales .....	13
1.5	Plan du mémoire .....	14
CHAPITRE 2	ÉTAT DE L'ART.....	15
2.1	Domages par corps étrangers et domestiques .....	15
2.2	Résistance aux impacts des matériaux céramiques.....	18
2.3	Projets antérieurs de turbines à gaz en céramique .....	25
2.4	Travaux antérieurs effectués sur la turbine ICT .....	29
2.5	Conclusion de l'état de l'art.....	32
CHAPITRE 3	ARTICLE DE CONFÉRENCE .....	33
	Avant-propos.....	33
3.1	Abstract.....	36
3.2	Nomenclature.....	37
3.3	Introduction .....	38
3.4	Theoretical Assessment.....	40
3.5	Materials and Methods .....	47
3.6	Results and Discussion.....	52
3.7	Conclusion .....	57
3.8	Acknowledgments .....	57
CHAPITRE 4	Modèle de simulation d'impacts.....	59
4.1	Développement du modèle de simulation.....	59
4.2	Application à la turbine ICT .....	68
4.3	Conclusion du modèle de simulation .....	79
CHAPITRE 5	CONCLUSION .....	81
	LISTE DES RÉFÉRENCES.....	83

# LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 – Vue de coupe de la microturbine à structure inversée ICT.....	11
Figure 2.1 – Dégât causé par un évènement simulé de FOD/DOD sur une aube de turbine en Ti-6Al-4V .....	16
Figure 2.2 – Énergie d'impact nécessaire pour rompre un échantillon de céramique en fonction de la précontrainte de compression appliquée .....	19
Figure 2.3 – Distance de pénétration des projectiles de 1,59 mm en carbure de tungstène dans les cibles de nitrure de silicium (Si3N4) en fonction de la vitesse d'impact et de la précontrainte ...	20
Figure 2.4 – Taille de l'impression résultant de l'impact d'un projectile de carbure de tungstène sur une cible de nitrure de silicium en fonction de la vitesse d'impact et de la température .....	21
Figure 2.5 – Dureté du projectile en fonction de la vitesse critique d'impact pour une cible de Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> .....	22
Figure 2.6 – Essai d'impact sur une éprouvette de SiC monolithique (gauche) et d'une éprouvette de CMC SiC/SiC (droite).....	24
Figure 2.7 – Exemple d'une turbine à gaz à encastrement par queue d'aronde développée par <i>Honeywell</i> .....	26
Figure 2.8 – Exemple d'une turbine à gaz à rotor intégral développée par <i>Kawasaki Heavy Industries</i> .....	27
Figure 2.9 – Concept de turbine inversée proposé par Kochendoerfer .....	28
Figure 2.10 – Concept du plan de glissement incliné pour les pales de turbine (gauche) et concept de l'anneau de refroidissement en titane couplé à une barrière thermique (droite).....	30
Figure 2.11 – Essai d'impact sur une pale en configuration traditionnelle (gauche) et en configuration inversée avec 250 MPa de précontrainte de compression (droite).....	31
Figure 3.1 – Exploded View of the Inside-Out Ceramic Turbine (ICT) Rotor Prototype .....	39
Figure 3.2 – Simplified Global Bending Load Cases.....	41
Figure 3.3 – Impact Location Effect on Theoretical Maximal Tensile Stress for Normalized Targets .....	43
Figure 3.4 – Local Contact Stresses Load Case.....	44
Figure 3.5 – Stress Distribution on the Surface of the Contact Area for $\nu = 0.3$ .....	46

Figure 3.6 – Effect of Tensile and Compressive Preloads on Radial Tensile Contact Stresses .....	47
Figure 3.7 – Target and Impactor Samples Used in the Experiment with Scale Reference.....	49
Figure 3.8 – Experimental Setup Used to Assess the Effect of Uniaxial Compressive Preload on Ceramic Impact Resistance .....	49
Figure 3.9 – Boundary Conditions of the Ceramic Specimens .....	50
Figure 3.10 – Projectile Impact Locations .....	51
Figure 3.11 – Impact Resistance Test Results for All Tested Configurations and Compressive Pre-Stress Levels Compared to the Impactor Energy .....	52
Figure 3.12 – Typical Breaking Patterns Occurring for Fixed-Free Impact Events.....	54
Figure 3.13 – Typical Breaking Patterns Occurring at Lower Compressive Pre-Stress Levels .....	55
Figure 3.14 – Typical Breaking Patterns Occurring at Higher Compressive Pre-Stress Levels.....	56
Figure 4.1 – Composantes et conditions limites et de chargement utilisées pour simuler les essais expérimentaux pour la configuration traditionnelle (gauche) et la configuration inversée (droite) .....	60
Figure 4.2 – Courbes de résistance de l'échantillon en fonction de la contrainte de compression dans générées à partir des paramètres du modèle de Johnson-Holmquist du nitrure de silicium .....	62
Figure 4.3 – Exemples des résultats de la déflexion maximale de deux analyses de DIC sur des essais d'impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH7, gauche) et en configuration inversée (EER16, droite) .....	65
Figure 4.4 – Résultats de la déflexion maximale en simulation d'essais d'impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH, gauche) et en configuration inversée (EER16, droite).....	66
Figure 4.5 - Résultats de la position des contraintes maximale en simulation d'essais d'impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH7, gauche) et en configuration inversée (EER16, centre et droite).....	68
Figure 4.6 – Conditions limites et chargements utilisés pour modéliser la turbine ICT en fonctionnement.....	69

Figure 4.7 – Différences présentes dans le modèle simplifié comparé au modèle complet de la turbine ICT .....	72
Figure 4.8 – Comparaison entre les contraintes principales minimales calculées dans les pales de turbine en céramique en opération pour le modèle de simulation complet (gauche) et simplifié (droite).....	73
Figure 4.9 – Implémentation des paramètres régissant la position initiale de l’impacteur dans le modèle de simulation.....	74
Figure 4.10 – Localisation des deux groupes de sites d’impact possibles sur les pales de la turbine ICT .....	75
Figure 4.11 – Effet de la position tangentielle du tir sur la contrainte principale maximale induite dans une pale de la turbine ICT.....	77
Figure 4.12 – Effet de la position radiale du tir sur la contrainte principale maximale induite dans une pale de la turbine ICT .....	77
Figure 4.13 – Comparaison d’un impact similaire au centre du côté de dépression (gauche) et au centre du bord d’attaque (droite) effectué avec le modèle de turbine complet.....	78
Figure 4.14 – Impact d’un projectile de 1,7 mm au centre du bord d’attaque d’une pale de la turbine ICT dans le modèle de turbine complet .....	79

# LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 – Paramètres des projectiles utilisés pour simuler des FOD/DOD sur des aubes en Ti-6Al-4V .....	17
Table 3.1 – Principal Mechanical Properties of Targets and Impactors .....	48
Tableau 4.1 – Paramètres utilisés dans le modèle d’endommagement de Johnson-Holmquist pour les échantillons en nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) .....	61
Tableau 4.2 – Propriétés mécaniques utilisées pour simuler les projectiles en acier AISI 52100.	63
Tableau 4.3 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations des essais de tirs .....	66
Tableau 4.4 – Contraintes maximales simulées pour des essais de tir ayant résulté en une rupture de l’échantillon .....	67
Tableau 4.5 – Propriétés mécaniques utilisées pour simuler les matériaux des composantes de la turbine ICT .....	70
Tableau 4.6 – Plage de variation des paramètres de position initiale utilisés pour l’impacteur dans le modèle de simulation .....	75

# CHAPITRE 1 INTRODUCTION

## 1.1 Mise en contexte et problématique

Le secteur de la production d'énergie est en plein essor. D'ici 2050, il est amené à croître de près de 50 % mondialement pour répondre aux besoins d'une population grandissante et des pays en émergence [1]. Afin de produire cette énergie supplémentaire sans exacerber les problèmes de réchauffement climatique et de pollution de l'air, il sera nécessaire de développer des moyens de production d'énergie de plus en plus efficaces et propres pour remplacer les méthodes de production actuelles. Dans ce contexte, l'utilisation de turbines à gaz pourrait être une solution pratique répondant bien à ces critères. En effet, ce sont des machines fiables, qui peuvent utiliser proprement une multitude de carburants en atteignant des efficacités énergétiques jusqu'à 20 % meilleure que des technologies concurrentes telles que les turbines à vapeur et les moteurs à pistons [2]. Cependant, un des défis importants à relever avec cette technologie est la difficulté d'atteindre de telles efficacités énergétiques avec des microturbines, c'est-à-dire des turbines à gaz de moins de 1 MW de puissance, notamment à cause d'une efficacité réduite inhérente à l'échelle et à la difficulté d'implémenter les technologies de refroidissement utilisées dans les turbines à grande échelle à un coût raisonnable [3]. Puisque les techniques de refroidissement ne sont généralement pas optimales dans les microturbines, la température d'entrée des gaz dans la turbine (*Turbine Inlet Temperature*, TIT) doit généralement être réduite pour maintenir l'intégrité structurelle de la turbine pendant l'opération. Or, cette température est directement liée à l'efficacité de la turbine dans le cycle thermodynamique de Joule-Brayton, et ce cycle thermodynamique régit généralement l'opération des turbines à gaz classiques [2].

Afin de contourner ce problème, l'utilisation de céramiques monolithiques pour remplacer les pièces en superalliages typiquement utilisés dans les turbines à gaz a été considérée dans plusieurs projets de recherche au fil des années, notamment à cause des bonnes propriétés mécaniques de ces matériaux à très haute température. Leur utilisation dans les microturbines à gaz pourrait en effet permettre d'élever significativement les températures des gaz en entrée de turbine, et donc l'efficacité de cycle, sans avoir besoin d'un système de refroidissement complexe des pales. Cependant, l'utilisation de pales de turbine à gaz en céramique monolithique n'est pas

triviale, car ces matériaux ont généralement une faible résistance à la traction, ils sont fragiles et ils ont généralement une faible résistance aux impacts. Ces traits particuliers aux céramiques monolithiques ne sont pas idéaux pour des pièces qui sont fortement sollicitées en tension et possiblement exposées à des impacts avec des débris de toutes sortes comme des pales de turbine à gaz [4].

Pour mitiger ces inconvénients, le groupe de recherche RAMJET de l'Université de Sherbrooke, en collaboration avec l'entreprise Exonetik Turbo, travaille actuellement au développement d'une nouvelle architecture de microturbine inversée, la *Inside-Out Ceramic Turbine* (ICT), présentée à la figure 1.1 [5]. L'avantage principal de cette configuration inversée est le maintien en compression des pales de la turbine pendant l'opération de la microturbine grâce à la reprise des efforts liés à la force centrifuge par un anneau de composite refroidi présent autour des pales. Le maintien en compression des pales de turbine en céramique monolithique permet de tirer profit de leur excellente résistance à la compression, de limiter les effets négatifs liés à leur faible résistance à la tension, et vient possiblement contribuer à augmenter la résistance à la rupture des pales de turbine si un impact avec un débris quelconque se produisait dans la turbine.

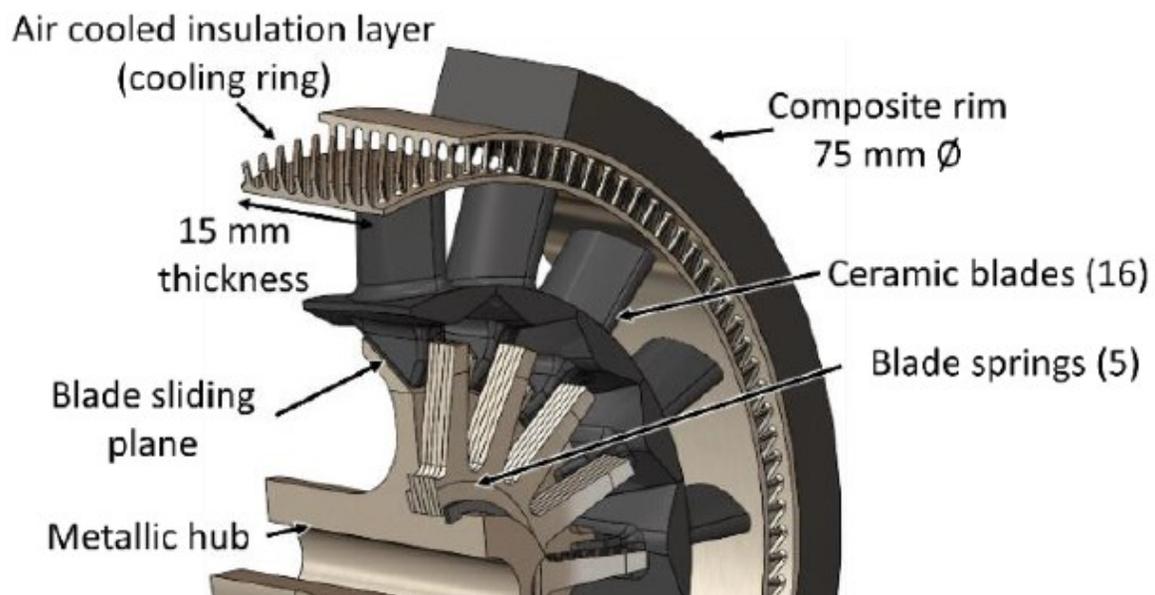


Figure 1.1 – Vue de coupe de la microturbine à structure inversée ICT [6]

Pour vérifier si cette nouvelle architecture de microturbine à gaz a le potentiel d'être viable pour une utilisation à long terme, il est nécessaire d'évaluer la fiabilité de ses différentes composantes

et d'obtenir des taux de bris suffisamment bas pour assurer une durée de vie acceptable, ou possiblement pour se conformer à des normes de fiabilité pour une utilisation dans le domaine de l'aéronautique. Pour ce concept de microturbine à gaz, les pales en céramique sont assurément l'une de composantes les plus susceptibles de causer des problèmes au niveau de la durabilité à cause de la nature fragile des matériaux céramiques. Il est donc nécessaire de réaliser des études approfondies au sujet de la fiabilité à long terme de ces composantes en particulier. Une étude précédente réalisée dans le cadre du projet RAMJET a pu confirmer que les probabilités de bris des pales en céramique dans des conditions d'opération normales pourraient être assez faibles pour rendre le concept viable pour une utilisation à long terme (plus de 5000 heures d'opération) grâce aux contraintes de compression introduites dans les pales [6]. Cependant, des perturbations externes indépendantes des conditions d'opération, telles que des impacts liés à l'introduction de corps étrangers ou à la perte de petits morceaux à l'intérieur de la turbine, sont des occurrences assez communes dans les turbines à gaz et pourraient venir réduire significativement la durée de vie des pales de turbine [7]. Il est donc pertinent d'évaluer l'effet de ce type d'évènements sur les pales de turbines en céramique de l'ICT afin d'estimer leur résistance aux impacts, et d'avoir une meilleure idée de la viabilité du concept.

## 1.2 Question de recherche

Le but principal de ce projet de maîtrise est d'augmenter le niveau de confiance quant au gain de résistance aux impacts apporté par la configuration inversée de la turbine ICT sur des pales en céramique monolithique comparée à une architecture de turbine traditionnelle. La question de recherche associée à cet objectif général est la suivante :

***« Est-ce que les conditions limites et les contraintes de compression uniaxiale associées à la configuration inversée de la microturbine ICT permettent d'obtenir des gains significatifs au niveau de la résistance aux impacts de pales de turbines en céramique monolithique lorsque comparées à une configuration traditionnelle ? »***

Pour répondre à cette question, il est nécessaire de bien comprendre les mécanismes physiques qui entrent en jeu lors d'un impact entre un débris et un échantillon de céramique ainsi que l'effet

des conditions limites sur ces mécanismes. De plus, il faut également comprendre quels sont les effets d'une précontrainte sur sa résistance aux impacts.

### 1.3 Objectifs du projet de recherche

L'objectif principal de ce projet de recherche est de caractériser la résistance aux impacts de pales de turbine en céramique avec des conditions limites et une précontrainte correspondant à celles d'une turbine traditionnelle et de la turbine ICT afin de quantifier le gain de résistance apporté par la configuration inversée. Les objectifs secondaires qui y sont rattachés sont les suivants :

1. Mettre en place un modèle analytique simplifié de la situation pour tirer des conclusions au niveau de l'effet de la précontrainte et des conditions aux limites de l'échantillon sur la résistance aux impacts des matériaux céramiques ;
2. Concevoir et fabriquer un banc d'essai pour répliquer expérimentalement les cas d'étude utilisés dans le modèle analytique et comparer les résultats obtenus ;
3. Modéliser et répliquer les résultats des essais expérimentaux par simulation avec l'aide du logiciel *ANSYS Workbench* ;
4. Utiliser le modèle de simulation développé précédemment pour simuler le cas plus complexe d'un impact sur la turbine ICT dans des conditions d'opération normales et en tirer des conclusions sur la résistance aux impacts de pales de turbines en céramique monolithique dans le contexte de la microturbine ICT.

### 1.4 Contributions générales

Pour commencer, la résistance aux impacts des pales de turbine à gaz est un sujet qui a été largement étudié par le passé. Cependant, ces études étaient en grande majorité consacrées aux turbines à gaz conventionnelles avec des pales en superalliages métalliques. Ces matériaux ont des propriétés mécaniques et des modes de défaillance très différents des matériaux céramiques, donc leurs conclusions ne sont pas applicables à la turbine ICT. Les quelques études consacrées aux pales de turbine en céramique ont cherché à évaluer la résistance aux impacts d'échantillons de céramique dans des conditions similaires à celles présentes dans une turbine à gaz conventionnelle, ce qui est encore une fois très différent des conditions aux limites des pales de la turbine ICT. De ce fait, leurs résultats sont difficilement applicables à la turbine ICT.

Pour ce qui est de la résistance aux impacts des céramiques monolithiques en général, plusieurs études du côté du génie des matériaux et de la balistique ont exploré l'utilisation de précontrainte de compression afin d'augmenter la résistance aux impacts des céramiques. Cependant, les cas d'études sont encore une fois très différents de celui de la turbine ICT, notamment à cause de l'utilisation de contraintes de compression multiaxiales pour comprimer les échantillons.

Ce projet de recherche vient donc non seulement combler un manque de connaissance au niveau de l'effet de l'application d'une précontrainte uniaxiale sur la résistance aux impacts de matériaux céramiques, mais aussi appliquer ces connaissances aux microturbines à gaz afin d'avoir une meilleure idée de la viabilité à long terme d'une architecture de microturbine très prometteuse.

## 1.5 Plan du mémoire

Ce mémoire de maîtrise est séparé en cinq chapitres. Le premier chapitre met en contexte le projet de recherche. Le second chapitre est consacré à l'état de l'art. Il contient notamment une revue des travaux antérieurs réalisés au niveau de la résistance aux impacts des pales de turbine traditionnelles, de la résistance aux impacts des matériaux céramiques, des divers projets de turbines ayant intégré des pales en céramique au fil des années, ainsi qu'un résumé des travaux précédents effectués sur la turbine ICT. Le troisième chapitre présente l'article scientifique contenant les détails sur la théorie derrière l'amélioration de la résistance aux impacts de pales de turbines en céramique ainsi que les essais d'impacts expérimentaux réalisés sur des cibles simplifiées en céramique pour confirmer ou infirmer les hypothèses postulées. Le quatrième chapitre présente un modèle de simulation calibré à partir des résultats des essais d'impacts permettant de simuler des cas d'impacts de débris réalistes sur un modèle simplifié de la turbine ICT. Finalement, le dernier chapitre présente les conclusions tirées à partir des essais d'impacts et du modèle de simulation sur la viabilité des pales de turbines en céramique en configuration inversée ainsi que des recommandations pour la suite du projet.

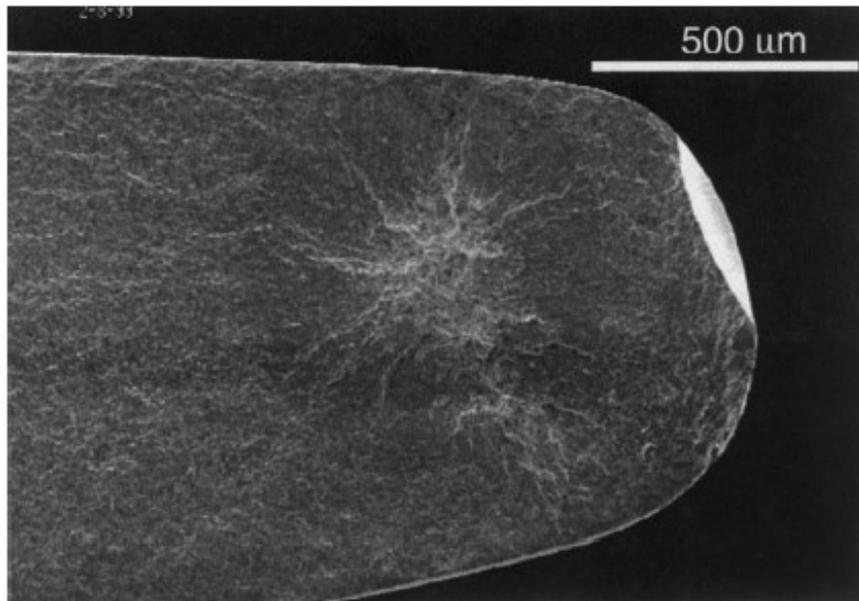
## CHAPITRE 2 ÉTAT DE L'ART

L'étude de la résistance aux impacts de pales de turbine en céramique nécessite l'exploration de la littérature scientifique d'une multitude de domaines de recherche. Dans un premier temps, la littérature consacrée aux dommages par corps étrangers et domestiques (*Foreign Object Damage*, FOD, et *Domestic Object Damage*, DOD) dans les turbines à gaz traditionnelles est explorée afin de mieux comprendre la problématique et les conséquences liées à ces phénomènes. Deuxièmement, les propriétés mécaniques des matériaux céramiques sont examinées afin de mieux comprendre les spécificités de ce type de matériau ainsi que les avantages et les inconvénients liés à leur utilisation dans une microturbine à gaz. Troisièmement, les précédentes tentatives d'intégration de pales en céramique dans des turbines à gaz sont explorées afin de mieux comprendre les approches qui ont été prises ainsi que les problèmes qui ont été rencontrés par ces projets de recherche. Finalement, les travaux de recherche effectués sur la turbine ICT sont examinés afin de mieux définir le point de départ et les objectifs principaux de ce projet de recherche.

### 2.1 Dommages par corps étrangers et domestiques

Par définition, les dommages par corps étrangers (*Foreign Object Damage*, FOD) sont des dégâts liés à l'ingestion de matériel (écrous, boulons, glace, etc.) provenant de l'extérieur de l'enveloppe d'une turbine à gaz, tandis que les dommages par corps domestiques (*Domestic Object Damage*, DOD) sont plutôt causés par des objets provenant directement de la turbine [8]. Statistiquement parlant, ces types de dommages sont responsables d'environ 10,5 % des bris de turbines à gaz ; il est donc primordial de considérer ces mécanismes d'endommagement lors de la conception d'une nouvelle configuration de turbine à gaz [7].

Au cours des dernières décennies, une multitude d'études scientifiques ont été réalisées dans le but d'explorer les effets des FOD/DOD sur la durée de vie de différentes composantes d'une turbine à gaz, notamment les pales des compresseurs et des roues de turbine. Un exemple du type de dommage qui est typiquement observé sur les pales d'une turbine à gaz en alliage métallique à la suite d'un évènement de FOD/DOD est présenté à la figure 2.1.



**Figure 2.1 – Dégât causé par un évènement simulé de FOD/DOD sur une aube de turbine en Ti-6Al-4V [9]**

Ces études ont principalement été consacrées à l'évaluation des effets des FOD/DOD sur la durée de vie en fatigue à haut ou à bas cyclage des composantes de turbine à gaz, et non directement à l'intégrité structurelle des composantes après ces évènements. Ceci s'explique par la nature ductile des superalliages métalliques typiquement utilisés pour fabriquer ce type de pièce. En effet, ces matériaux ont tendance à absorber l'énergie du projectile en se déformant plastiquement au site de l'impact, ce qui crée une concentration de contrainte propice à la formation d'une amorce de fissure. Une fissure peut alors se former et se propager en fatigue au fil du temps à travers la pièce, causant éventuellement une rupture. Ce comportement est très différent de celui des matériaux céramiques, qui tendent plutôt à se rompre de façon fragile en absorbant l'énergie du projectile en la relâchant sous forme d'énergie de rupture au moment de l'impact. Ces nombreuses études n'aident donc pas directement à venir caractériser les dommages causés par les FOD/DOD pour des pales de turbines en céramique monolithique mais il est tout de même possible d'en tirer une multitude d'informations pertinentes qui seront utiles pour la suite du projet.

Premièrement, la plupart des études réalisées au sujet de l'effet des FOD/DOD sur les pales de turbine à gaz tendent à utiliser des méthodes d'impact à haute vitesse au lieu de méthodes d'indentation statique pour simuler les FOD/DOD car il a été démontré que ces deux méthodes

ne produisent pas les mêmes contraintes résiduelles dans le matériau de la cible pour une même profondeur d'indentation. Les impacts à haute vitesse correspondent plus fidèlement aux conditions réelles [10]. Deuxièmement, les divers impacteurs utilisés pour reproduire des événements de FOD/DOD considérés « typiques » sur les échantillons métalliques dans ce cadre de ces études sont une bonne indication de l'ordre de grandeur et des caractéristiques typiques des débris qu'une turbine à gaz pourrait rencontrer dans des conditions d'opération normales. Ces données pourront être utilisées comme référence pour évaluer la résistance aux impacts de pales de turbine en céramique monolithique et donc leur viabilité. Le tableau 2.1 présente les divers paramètres des projectiles utilisés par 5 études similaires utilisant des projectiles à haute vitesse pour simuler des cas de FOD/DOD typiques sur des pales de turbine en superalliages métalliques.

**Tableau 2.1 – Paramètres des projectiles utilisés pour simuler des FOD/DOD sur des aubes en Ti-6Al-4V**

Étude	Géométrie	Matériau	Dimensions	Vitesse
Ritchie et al., 1999 [11]	Sphère	Acier	∅ 3,2 mm	200 à 300 m/s
Thompson et al., 2001 [9]	Sphère	Verre	∅ 1,0 mm	305 m/s
Nowell et al., 2003 [12]	Cube	Acier durci	3,2 mm de côté	250 m/s
Ruschau et al., 2003 [13]	Sphère	Acier	∅ 0,5 à 2,0 mm	60 à 305 m/s
Frankel et al., 2012 [14]	Cube	Acier	3,0 mm de côté	200 m/s

On peut observer notamment que les paramètres des projectiles utilisés pour simuler les cas de FOD/DOD dans les diverses études sont assez similaires. Du côté de la géométrie, des projectiles sphériques ont été majoritairement utilisés pour représenter un FOD/DOD typique, mais des projectiles cubiques ont également été utilisés par deux études afin de produire une plus grande concentration de contrainte à la racine du dommage [12]. Du côté du matériau utilisé, la plupart des études utilisent de l'acier pour simuler un projectile typique, sauf l'étude de Thompson qui utilise des billes de verre pour simuler les grains de sable qui se retrouvent sur les pistes d'atterrissage, et donc possiblement dans les turbines des avions militaires [9]. Pour ce qui est des dimensions, les projectiles ne dépassent pas 3,2 mm (0,125 po) de côté ou de diamètre dans toutes ces études, ce qui donne une bonne idée de la grosseur maximale des débris qui pourraient typiquement se retrouver dans une turbine à gaz. Finalement, la vitesse des projectiles à l'impact se retrouve typiquement entre 200 et 300 m/s pour toutes les études. Selon Nowell, c'est la

vitesse tangentielle de la pale de turbine qui détermine principalement la vitesse de l'impact, car la vitesse axiale de la particule est lente comparée à la vitesse tangentielle de la turbine [12].

En résumé, les diverses études réalisées sur les dommages causés par les FOD/DOD sur les pales de turbines à gaz conventionnelles ne permettent pas de tirer de conclusion sur les effets possibles de ces évènements sur des pales de turbine en céramique. Cependant, elles permettent de bien définir les caractéristiques physiques d'un débris typique et ces données pourront être utilisées pour caractériser la résistance aux impacts des pales de turbines en céramique.

## 2.2 Résistance aux impacts des matériaux céramiques

L'utilisation des céramiques monolithiques pour la fabrication de pales de turbine pour une microturbine à gaz serait très avantageuse car ces matériaux sont capables de conserver de meilleures propriétés mécaniques à très haute température que les superalliages métalliques typiquement utilisés dans ce contexte [15]. Cet avantage permettrait d'atteindre des températures d'entrée de turbine significativement plus élevées que ce qui est possible dans une microturbine conventionnelle, et ce sans avoir recours à des techniques de refroidissement complexes et coûteuses comme celles qui sont utilisées dans les turbines à gaz à pleine échelle. De plus, ces matériaux sont très stables chimiquement, sont d'excellents isolants thermiques, possèdent généralement une masse volumique de 2 à 3 fois plus faible que celle des superalliages métalliques et exhibent une excellente résistance à la compression [15]. Cependant, les matériaux céramiques comportent également un inconvénient majeur : ils sont généralement fragiles. Cela amène plusieurs problèmes potentiels tels qu'une mauvaise résistance aux contraintes de tension, une haute sensibilité aux défauts, une faible ténacité, ainsi qu'une forte susceptibilité à la propagation rapide de fissures, même en l'absence de contraintes cycliques. Il est donc primordial de prendre ces facteurs en compte lors de la conception d'une turbine à gaz si l'on souhaite y intégrer ce type de matériau.

Plusieurs ouvrages ont été écrits sur la théorie de la fracture de matériaux fragiles afin d'expliquer les mécanismes de propagation des fissures et de rupture qui entre en jeu lors d'un impact avec un autre corps [16]–[19]. Cependant, il est très difficile d'appliquer directement cette théorie dans le cadre de situations complexes telles que les dommages causés par des débris dans une

turbine à gaz, particulièrement lorsqu'on ajoute des contraintes externes supplémentaires au système à l'étude (précontraintes mécaniques, thermiques, etc.). Il est donc plus pratique de regarder du côté des études expérimentales afin d'avoir une meilleure idée de l'effet des diverses contraintes externes lors d'un évènement de FOD/DOD. Cela permettra ultimement de mieux comprendre les phénomènes qui affectent la résistance aux impacts des matériaux céramiques, et donc ce qui pourrait être fait pour la maximiser lors d'une utilisation dans une turbine à gaz.

Pour commencer, la possibilité de se servir de matériaux céramiques précontraints en tant que matériaux structurels pour diverses applications a été explorée par plusieurs études. Notamment, il a été conclu dans l'une de ces études que l'application d'une précontrainte de compression sur un échantillon de céramique avait un effet marqué sur sa résistance à la rupture, autant dans un cas statique que lors d'un impact [20]. Pour un impact, il a été constaté que même pour des précontraintes de compression assez faibles (en deçà de 20 MPa), un échantillon de céramique était capable de résister à un impact significativement plus énergétique avant de se rompre que le même échantillon sans précontrainte. De plus, cette étude a aussi noté que même si les échantillons en compression s'étaient brisés lors de l'impact, ils étaient tout de même capables de garder leur intégrité structurelle jusqu'au retrait de la contrainte de compression. Un graphique résumant les résultats de cette expérience est présenté à la figure 2.2.

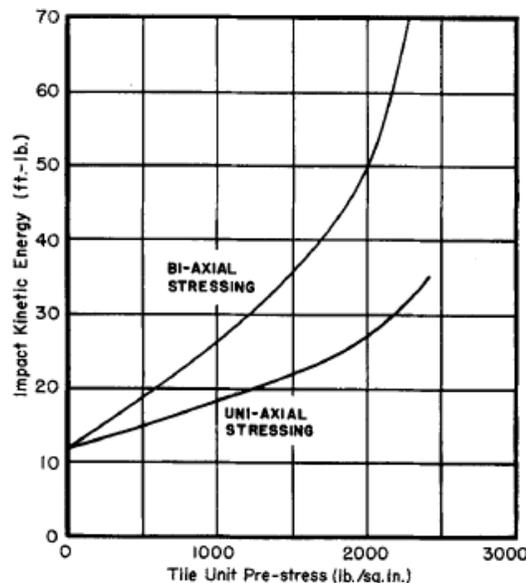


Figure 2.2 – Énergie d'impact nécessaire pour rompre un échantillon de céramique en fonction de la précontrainte de compression appliquée [20]

Une autre de ces études tire des conclusions analogues à l'étude précédente. Pour cette étude, des essais d'impact ont été réalisés en projetant des billes de carbure de tungstène (WC) sur des échantillons en alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) et en nitrure de silicium ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ). Ces échantillons étaient chargés avec une précontrainte de flexion biaxiale au préalable afin d'induire des contraintes de tension ou de compression biaxiale sur les faces de l'échantillon de céramique [21]. Ils ont notamment observé que, pour les cibles de nitrure de silicium, tous les dommages observés sur les cibles étaient de nature hertzienne, c'est-à-dire que les dommages étaient dus aux contraintes de contact induites par le projectile à l'interface. De plus, ils ont observé que la distance de pénétration des projectiles pour une vitesse d'impact donnée était significativement plus faible sur le côté en compression que sur le côté en tension, et que l'utilisation d'un échantillon sans précontrainte préalable menait à une distance de pénétration plus élevée que sur le côté en compression, mais moins élevée le côté en tension. Le graphique de la figure 2.3 illustre la distance de pénétration des projectiles en fonction de la vitesse du projectile et de l'état de précontrainte de la cible qui ont été obtenus au cours de cette expérience.

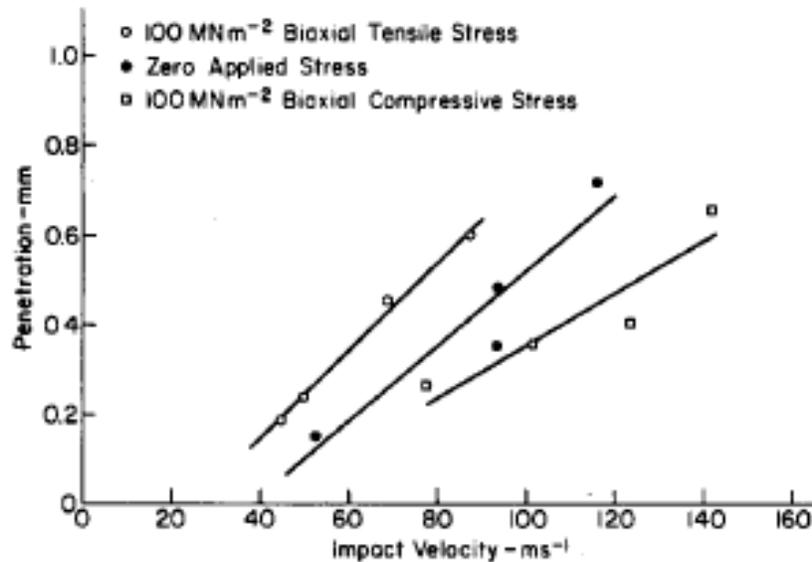
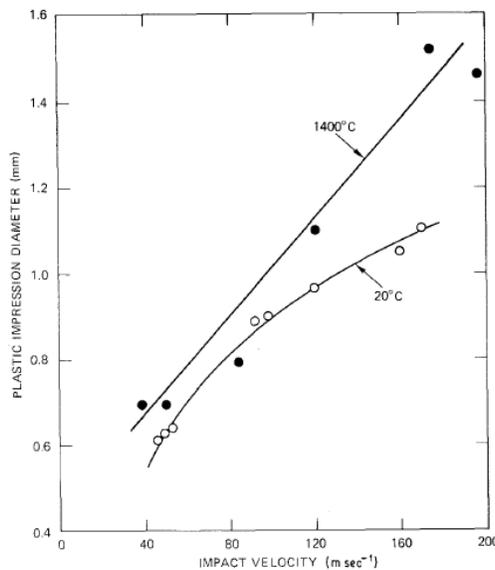


Figure 2.3 – Distance de pénétration des projectiles de 1,59 mm en carbure de tungstène dans les cibles de nitrure de silicium ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) en fonction de la vitesse d'impact et de la précontrainte [21]

Pour ce qui est de l'effet de la température sur la résistance aux impacts des matériaux céramiques, une autre étude a réalisé des essais d'impact sur des échantillons de nitrure de silicium ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) à 20 °C et à 1400 °C à l'aide de billes d'acier et de carbure de tungstène dans le

but de caractériser ce phénomène [22]. Ils ont découvert que, pour un impact avec une particule d'une dureté inférieure à celle de la cible en céramique aux deux températures étudiées tel que l'acier, les dégâts causés par l'impact sont très similaires, peu importe la température de la cible, et ils sont généralement caractérisés par une fracture fragile de la cible. Pour ce qui est des matériaux qui possèdent une dureté supérieure à celle de la cible, par exemple le carbure de tungstène à haute température, ils ont découvert que l'impact provoque une rupture à la fois fragile et ductile de la cible, car ce type de projectile a une résistance élastique supérieure à celle de la cible, ce qui lui permet d'exercer une pression suffisante pour faire déformer plastiquement la cible à très haute température. Cela provoque des indentations plus larges qu'à la température de la pièce, mais la différence n'est pas significative, comme on peut l'observer sur le graphique présenté à la figure 2.4.



**Figure 2.4 – Taille de l'impression résultant de l'impact d'un projectile de carbure de tungstène sur une cible de nitrure de silicium en fonction de la vitesse d'impact et de la température [22]**

Dans un autre ordre d'idée, une autre étude s'est penchée sur l'effet de la dureté du projectile sur la résistance aux impacts d'échantillons de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ). Pour quantifier ce phénomène, les chercheurs ont utilisé des projectiles sphériques de 1,59 mm (1/16 po) de diamètre de divers matériaux possédant des duretés différentes afin de comparer l'étendue des dommages encourus par les cibles en nitrure de silicium soutenues de façon rigide en fonction de la vitesse de l'impact [23]. Cette étude a notamment conclu que plus le projectile a une dureté

élevée, plus la vitesse critique d'impact, c'est-à-dire la vitesse d'impact à partir de laquelle la cible se rompt pour un projectile donné, est faible. On peut observer ce phénomène sur le graphique des résultats des essais d'impact de cette expérience présenté à la figure 2.5.

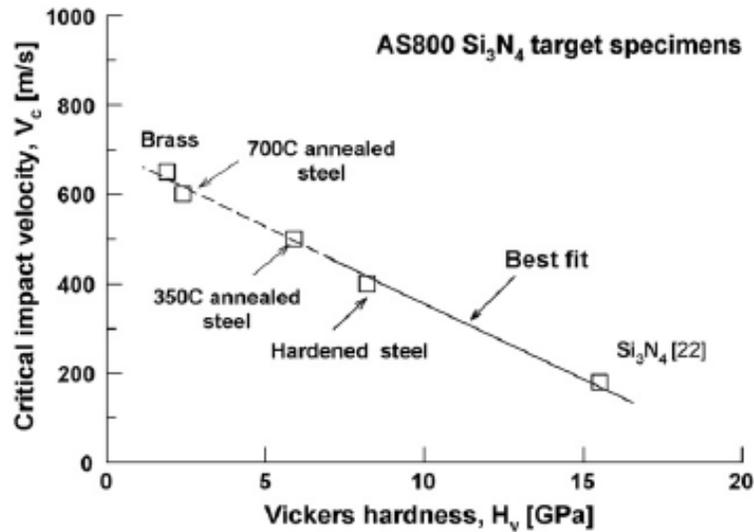


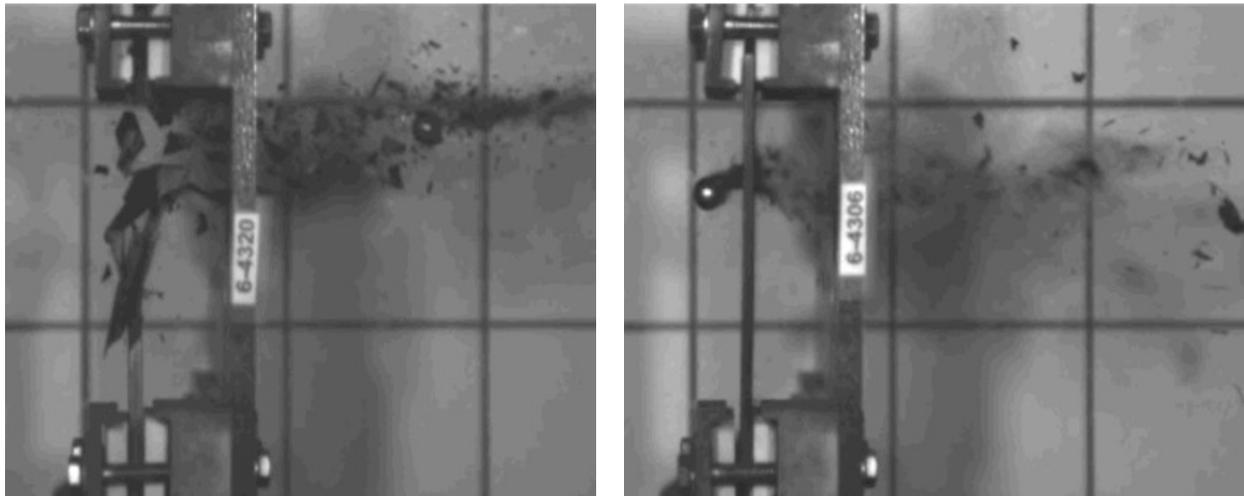
Figure 2.5 – Dureté du projectile en fonction de la vitesse critique d'impact pour une cible de Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> [23]

De plus, cette étude a aussi fait une comparaison entre l'utilisation de projectiles sphériques et de petites particules de carbure de silicium « pointues » comme impacteur, et ils ont constaté que les particules « pointues » avaient un potentiel de dommage plus élevé sur les cibles que les projectiles sphériques, notamment à cause de la surface de contact réduite entre la cible et le projectile qui provoque des contraintes de contact plus élevées au lieu de l'impact. Cependant, l'auteur note que cet effet n'aurait pas d'influence significative avec des projectiles de faible dureté, car leur déformation plastique augmente la surface de contact entre les particules et la cible à un niveau similaire à celui d'une particule moins « pointue ».

En plus de ces études de caractérisation des effets de diverses influences sur la résistance aux impacts des matériaux céramiques, d'autres chercheurs ont tenté d'explorer d'autres avenues pour améliorer les propriétés de résistance aux impacts des matériaux céramiques. Une de ces avenues est l'utilisation de matériaux composites avec une matrice en matériaux céramiques (*Ceramic Matrix Composites*, CMC). Ce type de matériau a été développé au cours des dernières décennies afin de pouvoir tirer profit des avantages offerts par les céramiques monolithiques à très haute température, tout en mitigeant les problèmes amenés par leur grande fragilité.

Plusieurs études ont été réalisées afin de comparer les propriétés mécaniques de ces matériaux composites aux céramiques monolithiques, notamment dans le but d'être utilisés dans des turbines à gaz. Un exemple d'étude de ce type compare la résistance aux impacts d'un composite avec une matrice et un renfort en carbure de silicium (SiC/SiC) à celles de deux compositions commerciales de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) qui sont généralement utilisées pour fabriquer des pièces de turbine à gaz (AS800 et SN282) [24]. Les chercheurs ont utilisé des projectiles sphériques de 1,59 mm de diamètre en acier AISI 52100 pour impacter des échantillons de 8 x 45 x 2,2 mm fabriqués à partir des trois matériaux mentionnés précédemment. À la suite des essais de tirs, il a été constaté que la vitesse maximale d'un impact à laquelle les échantillons en nitrure de silicium pouvaient résister était de 260 m/s pour l'AS800 et de 180 m/s pour la SN282, alors que les échantillons en matériaux composites ont pu résister à des vitesses d'impact allant jusqu'à 350 m/s avant de subir des dommages compromettant significativement leur intégrité structurelle. Cette différence significative de résistance aux impacts s'explique par la présence de fibres tissées dans les échantillons en composite agissant comme un squelette, aidant ainsi à retenir la matrice de l'échantillon lors d'un impact. Cette rétention de la matrice permet aux échantillons de se rompre de façon moins fragile que les céramiques monolithiques.

Une expérience similaire à cette étude, réalisée par la compagnie General Electric, présente en images la différence de rupture entre les deux types d'échantillons et permet de bien constater l'effet de rétention de la matrice par les fibres tissées du renfort dans le matériau composite (SiC/SiC) lors d'un impact à haute vitesse, lorsque comparé à un impact comparable sur une céramique monolithique (SiC). Ces images sont présentées à la figure 2.6.



**Figure 2.6 – Essai d’impact sur une éprouvette de SiC monolithique (gauche) et d’une éprouvette de CMC SiC/SiC (droite) [25]**

Les matériaux CMC semblent généralement mieux adaptés à une utilisation dans une microturbine conventionnelle que les céramiques monolithiques grâce à leur meilleure résistance aux impacts. Cependant, leur utilisation actuelle dans le milieu des turbines à gaz est généralement limitée à des applications statiques, car la résistance à la tension des CMC est similaire à celle des céramiques monolithiques, c’est-à-dire généralement faible [26]. Dans ce cas, une architecture de turbine à gaz telle que celle de la turbine ICT pourrait permettre l’intégration de composants en CMC dans des assemblages tournants, par exemple en tant que pales de turbine. Cela permettrait d’obtenir des propriétés mécaniques similaires à celles des céramiques monolithiques à haute température tout en mitigeant les risques aux FOD/DOD. Cette solution comporte cependant des inconvénients majeurs liés à la grande complexité et aux coûts très élevés de fabrication de pièces en CMC quand on les compare à des pièces similaires en céramique monolithique.

Il devient donc peu pratique d’utiliser des CMC si l’on tente de développer une microturbine à faible coût. Idéalement, les méthodes d’amélioration de la résistance aux impacts de pales de turbines en céramique monolithique par l’utilisation de contraintes de compression seraient suffisantes pour réduire significativement les risques de rupture fragile lors d’un évènement de FOD/DOD, et il serait donc possible de les utiliser sans danger dans une architecture de turbine tel que l’ICT avec les mêmes avantages que les matériaux composites.

En résumé, plusieurs études ont été conduites par le passé au sujet des matériaux céramiques et ayant comme but de caractériser l'effet de divers paramètres sur leur résistance aux impacts. Plusieurs conclusions intéressantes peuvent être tirées de ces expériences :

- L'application d'une précontrainte de compression sur des composantes en céramique monolithiques a le potentiel d'améliorer significativement leur résistance aux impacts ;
- La température d'un matériau céramique n'a pas un effet significatif sur sa résistance aux impacts ;
- La dureté d'un projectile qui frappe un composant en céramique monolithique a une influence significative sur l'étendue des dégâts ;
- L'avantage de ténacité apporté par les CMC comparé aux céramiques monolithiques a le potentiel de devenir redondant si les gains de résistance aux impacts apportés par l'application d'une précontrainte de compression s'avèrent assez significatifs pour rendre les risques de bris lors d'évènements typiques de FOD/DOD négligeables.

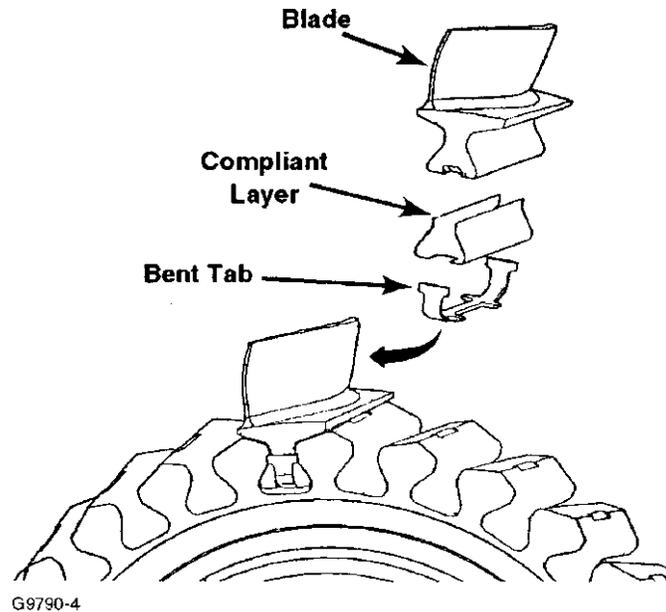
On peut donc conclure que l'utilisation de matériaux céramiques dans une turbine à gaz en configuration inversée telle que l'ICT semble être un concept très prometteur pour le développement futur des microturbines à gaz à faible coût et ayant une bonne résistance aux impacts, et ce concept vaut la peine d'être exploré plus en profondeur.

### 2.3 Projets antérieurs de turbines à gaz en céramique

Les avantages potentiels liés à l'utilisation des matériaux céramiques dans des applications à très haute température comme celle des turbines à gaz sont connus depuis longtemps par les chercheurs, et plusieurs projets visant à exploiter ces avantages ont été réalisés au fil des années. Les premiers projets de ce genre ont vu le jour dans les années 1970. On peut mentionner notamment l'AGT-101 de la compagnie *Honeywell*, une turbine radiale ayant réussi à opérer pendant 134 heures à un TIT de 1644 K, et ce malgré l'apparition de plusieurs fissures dans les pales en céramique au cours de la période de fonctionnement [27].

Du côté des turbines axiales, deux approches différentes ont initialement été explorées pour l'intégration de pales de turbines en céramique : soit d'opter pour des pales en céramique

retenues par encastrement avec des queues d'aronde dans un rotor en métal, ou d'opter pour un rotor intégral en céramique. L'approche des queues d'aronde, explorée notamment par la compagnie *Honeywell*, est présentée à la figure 2.7.



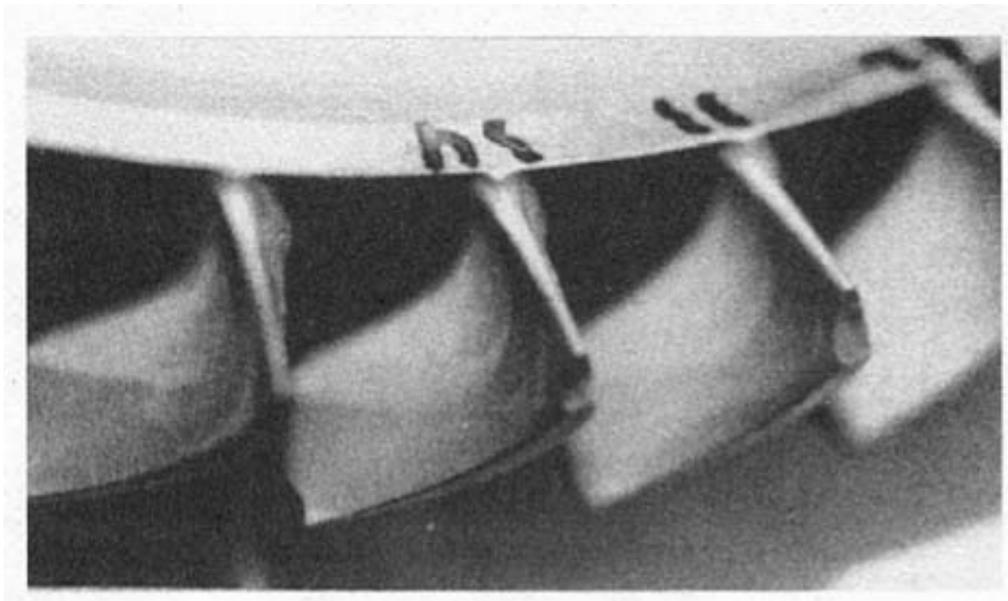
**Figure 2.7 – Exemple d'une turbine à gaz à encastrement par queue d'aronde développée par *Honeywell* [28]**

Cette approche souffrait notamment de problèmes liés à l'expansion thermique et aux changements de coefficient de friction qui en résultait à l'interface entre les pales et le rotor [28]. Cependant, après plusieurs révisions du concept, ce type de turbine a tout de même réussi à réaliser plus de 1000 heures de tests cumulatifs sans problème majeur avec des pales en nitrure de silicium ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ). Pendant ces tests, des dommages par FOD/DOD ont été encourus par la turbine. En effet, le bord d'attaque de quelques pales de la turbine a été écaillé par des débris métalliques provenant d'un thermocouple qui s'est brisé pendant les essais, mais les dommages étaient somme toute assez mineurs et n'ont pas causé de défaillance globale de la turbine.

Dans le cadre du développement de cette même turbine à gaz, des analyses de résistance aux FOD/DOD, plus particulièrement aux particules de carbone pouvant se former lors de la combustion du carburant, ont été réalisées sur les pales en nitrure de silicium du stator. Les chercheurs ont alors pu estimer que les pales se briseraient lors d'un impact avec des billes de carbone de 5,1 mm (0,2 po) de diamètre aux alentours de 400 m/s avec la géométrie de pale qu'ils avaient développé [29]. Cependant, peu de détails sont donnés sur les méthodes utilisées

pour réaliser les analyses, sur les résultats obtenus et sur les dimensions des pales de stator. Donc, ces résultats sont difficiles à mettre en contexte et à appliquer au cas de la turbine ICT. De plus, puisque les pales du stator restent sur place lors du fonctionnement de la turbine contrairement à des pales de rotor, aucune précontrainte due à la force centripète n'était présente dans les analyses de FOD/DOD réalisées par ces chercheurs, donc il est encore plus difficile de comparer ces résultats au cas de l'ICT.

Pour ce qui est de l'approche du rotor intégral en céramique, la compagnie *Kawasaki Heavy Industries* a construit un prototype de ce type de turbine ; il est présenté à la figure 2.8.



**Figure 2.8 – Exemple d'une turbine à gaz à rotor intégral développée par *Kawasaki Heavy Industries* [30]**

Ce prototype de turbine à gaz en céramique a pu atteindre une efficacité thermique de 42 % avec un TIT de 1623 K en utilisant un rotor en nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) [30]. Ce prototype était cependant très sensible aux FOD/DOD car des événements de ce type ont causé l'écaillage du bord d'attaque de plusieurs des pales de la turbine comme le montre la figure 2.8. Aucune étude complémentaire n'a cependant été conduite afin d'identifier les caractéristiques des projectiles qui auraient pu causer de tels dégâts.

D'autres chercheurs se sont distancés de ces concepts plus traditionnels de turbine à gaz et ont proposé des architectures de turbines à gaz inversées qui permettent notamment de charger les

pales de la turbine en compression lorsqu'elle est en rotation. Notamment, le seul prototype de ce type de turbine ayant vu le jour, mis à part le prototype de la turbine ICT, a été réalisé par Kochendoerfer à la fin des années 1970. Ce prototype est présenté à la figure 2.9.

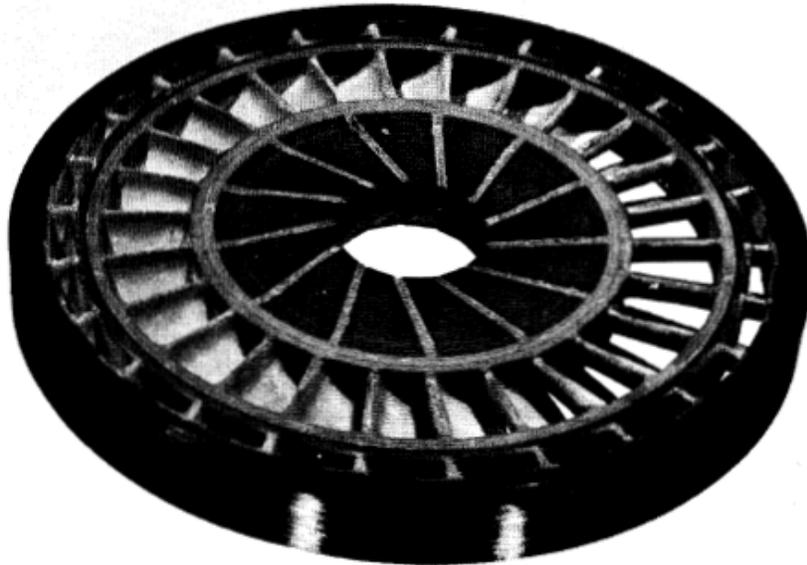


Figure 2.9 – Concept de turbine inversée proposé par Kochendoerfer [31]

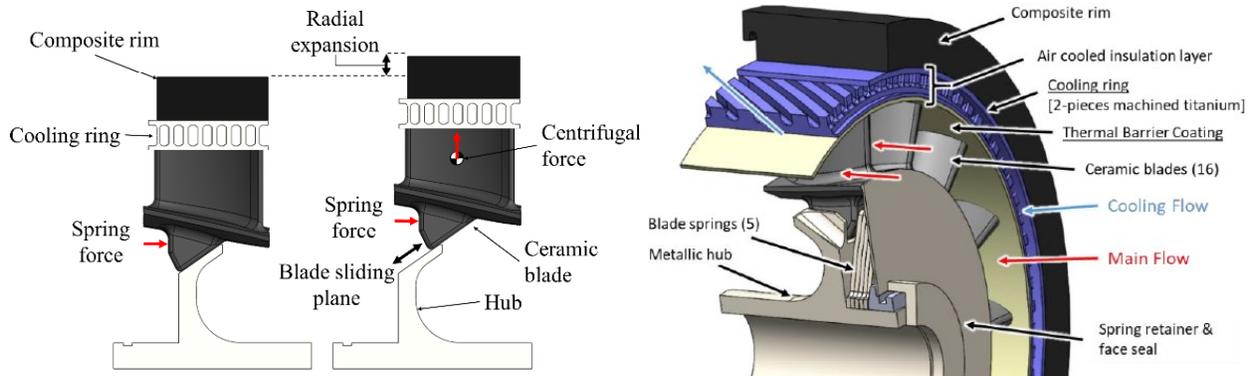
Ce concept de turbine à gaz a rencontré plusieurs problèmes au cours de son développement, notamment à cause de contraintes tangentielles trop élevées au niveau de l'anneau de refroidissement en céramique qui menaient à la défaillance prématurée des couches supérieures du prototype. De plus, lors d'essais de rotation à froid du prototype complet, des fissures radiales se sont développées dans les pales de la turbine, probablement à cause d'un débalancement du prototype. Cependant, la présence de ces fissures n'a pas mené à une défaillance généralisée du prototype, ce qui démontre une certaine résilience propre à cette architecture de turbine. À la suite de la réalisation de ce projet de recherche, la compagnie General Electric a notamment tenté de régler les problèmes de contraintes tangentielles qui ont été observés dans le concept de Kochendoerfer en présentant leurs concepts de *Compression Structured Ceramic Gas Turbine* (CSCT) [32]. Aucun de ces concepts ne semble cependant avoir été testé expérimentalement à la suite de la publication de ce rapport.

En conclusion, beaucoup d'intérêt a été généré au sujet de l'utilisation des matériaux céramiques dans les turbines à gaz au fil des années, notamment à leurs bonnes propriétés mécaniques à très

haute température. Cependant, les différents prototypes de turbine à gaz en céramique développée au cours des dernières décennies n'ont pas réussi à atteindre les performances et la fiabilité nécessaire pour les amener vers une utilisation à plus grande échelle. De toutes les architectures de turbine à gaz en céramique explorées au fil des années, l'architecture inversée semble la plus intéressante, car elle permet de tirer profit de la grande résistance en compression des matériaux céramique pour limiter les désavantages liés à la fragilité typique de ces matériaux. Il faudrait cependant adresser les problèmes rencontrés au niveau de la résistance de l'anneau de rétention et de refroidissement ainsi que les problèmes de balancement qui ont été observés dans les travaux de Kochendoerfer afin d'obtenir un prototype de turbine à gaz en céramique pouvant atteindre des performances et une fiabilité qui justifierait l'utilisation de ce type de turbine à plus grande échelle.

## 2.4 Travaux antérieurs effectués sur la turbine ICT

Au cours des dernières années, le groupe de recherche RAMJET de l'Université de Sherbrooke, en collaboration avec Exonetik Turbo, s'est donné la mission de développer un prototype viable de microturbine à gaz avec des pales en céramique [5]. Pour arriver à cet objectif, un concept de turbine à structure inversée, similaire à celui proposé par Kochendoerfer en 1979, a été retenu. Ce concept permet de tirer avantage des effets de la rétention des pales de céramique en compression, qui semblent être un aspect clé pour permettre d'obtenir une microturbine avec des pales en céramique offrant une durée de vie suffisante pour une utilisation sur le long terme. Afin de régler les problèmes structurels rencontrés auparavant avec ce type d'architecture de turbine à gaz, plusieurs modifications majeures ont été apportées au concept original. Notamment, un plan de glissement incliné est utilisé entre le moyeu central et les pales en céramique afin de permettre aux pales de se déplacer indépendamment du moyeu central en fonction de la force centripète induite lors de la rotation de la turbine, ce qui réduit grandement les contraintes dans les pales [33]. Aussi, un concept innovateur d'anneau de refroidissement en titane couplé avec une barrière thermique (*Thermal Barrier Coating*, TBC) permet de garder l'anneau en composite retenant la turbine à une température adéquate tout en conservant un état de contrainte assez faible dans les composantes en rotation [34]. Ces modifications sont illustrées à la figure 2.10.



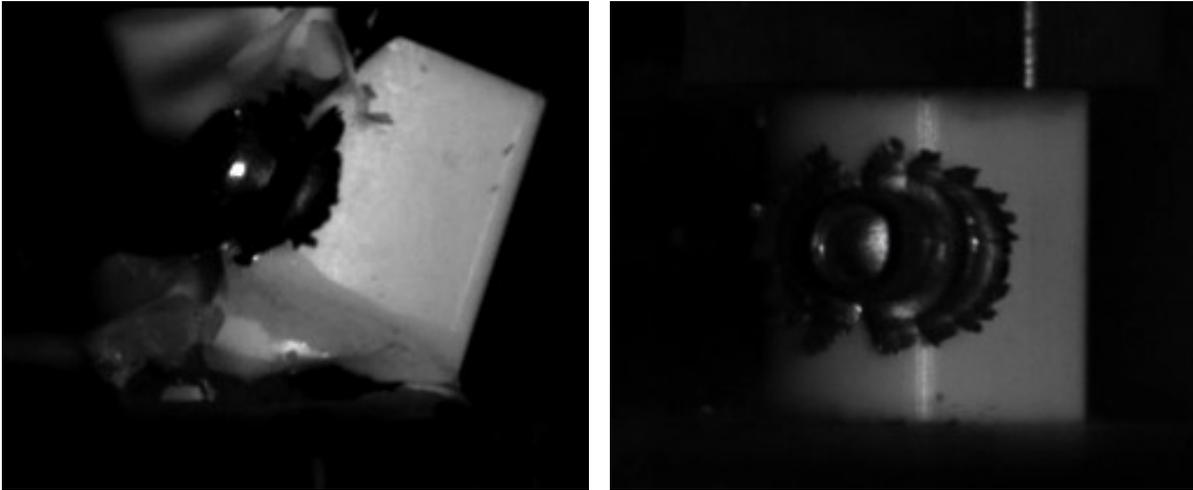
**Figure 2.10 – Concept du plan de glissement incliné pour les pales de turbine (gauche) et concept de l’anneau de refroidissement en titane couplé à une barrière thermique (droite) [34]**

À ce jour, ce concept de turbine en céramique inversée a été fabriqué et testé à plusieurs reprises dans une multitude de conditions d’opération. Ce concept a notamment réussi à réaliser plus de 100 heures d’opération au-dessus de 100 000 tours/minutes et de 1100 °C de TIT sans problème majeur, ce qui confirme la fiabilité de ce prototype de microturbine à gaz à moyen terme ainsi que son potentiel de devenir une pièce clé du développement des microturbines à gaz dans le futur.

Pour ce qui est de la durabilité de ce concept de turbine sur le long terme, une étude a été réalisée afin de quantifier la durée de vie potentielle des pales de turbines en céramique dans une telle architecture de turbine [6]. Cette étude a conclu qu’il serait possible d’avoir une durée de vie de plus de 5 000 heures pour la turbine dans son ensemble avec une très faible probabilité de bris en apportant des changements mineurs au concept actuel. Cependant, les conditions normales d’opération de la turbine n’incluent pas les événements ponctuels qui peuvent survenir pendant le fonctionnement de la turbine, tel que les événements de FOD/DOD. Aucune étude n’a été réalisée à ce jour pour quantifier les effets d’un impact causé par un débris sur la turbine ICT sur la durée de vie des pales de turbine en céramique, et cet inconnu pourrait représenter un problème pour le développement futur du prototype de la microturbine ICT.

Conceptuellement, la contrainte de compression ainsi que le mode de rétention des pales dans la turbine ICT devraient offrir un avantage au niveau de la résistance aux impacts et une preuve de concept rapide a été réalisée pour le démontrer. Pour ce faire, un fusil à plomb a été utilisé pour tirer un projectile simulant un débris sur une pale de turbine en céramique sans

précontrainte et seulement supportée au niveau du bas de la pale (configuration traditionnelle). Par la suite, les chercheurs ont tiré avec le même fusil à plomb sur une autre pale de turbine en céramique identique, mais cette fois avec une précontrainte de compression de 250 MPa et des supports aux deux extrémités de la pale (configuration inversée). La figure 2.11 présente les résultats de ces essais d'impact.



**Figure 2.11 – Essai d'impact sur une pale en configuration traditionnelle (gauche) et en configuration inversée avec 250 MPa de précontrainte de compression (droite)**

On peut notamment observer sur ces figures que la pale en configuration traditionnelle s'est rompue à l'impact avec le plomb, tandis que la pale précontrainte en compression a résisté à l'impact du plomb sans se rompre, ce qui semble indiquer une résistance accrue à l'impact dû à la configuration des pales ainsi qu'à la précontrainte de compression appliquée. Cependant, aucun travail de recherche supplémentaire n'a été effectué jusqu'à maintenant afin de caractériser de façon plus rigoureuse les avantages potentiels au niveau de la résistance aux FOD/DOD de la configuration inversée de turbine à gaz. Une telle étude pourrait donner de meilleures indications au sujet des effets des FOD/DOD sur la durée de vie potentielle des pales de turbines en céramique dans le concept de turbine inversée, et ainsi augmenter le niveau de confiance quant à la viabilité de cette nouvelle technologie.

En résumé, le concept de la microturbine ICT développée par l'Université de Sherbrooke et Exonetik Turbo a su apporter des solutions concrètes aux problèmes rencontrés par les projets de microturbine en céramique développés par le passé et a démontré expérimentalement sa

viabilité à moyen terme. Sur le long terme, les pales de turbine en céramique de la turbine inversée devraient être capables d'offrir des taux de bris assez faibles pour assurer une durée de vie raisonnable lors d'une opération normale. Cependant, l'effet de l'introduction de FOD/DOD sur la durabilité des pales de turbine est peu connu à ce jour et les effets des conditions aux limites et de la précontrainte de compression introduits dans les pales de turbine en céramique par la configuration inversée n'ont toujours pas été caractérisés à ce jour.

## 2.5 Conclusion de l'état de l'art

En résumé, la revue de l'état de l'art liée à la résistance aux impacts de pales de turbine en céramique a permis d'en apprendre beaucoup sur la problématique à résoudre, notamment que :

- Les diverses études réalisées au sujet des effets des FOD/DOD sur les turbines à gaz traditionnelles permettent de mieux comprendre à quel type de débris et de conditions d'impact on peut s'attendre lors d'un évènement de FOD/DOD typique pendant le fonctionnement d'une turbine à gaz, c'est-à-dire les cas d'impact limites utiles pour caractériser la résistance aux impacts d'une turbine à gaz comme l'ICT ;
- Plusieurs études pointent vers une amélioration significative de la résistance aux impacts des matériaux céramiques par l'application d'une précontrainte de compression grâce à l'effet de contrebalancement des contraintes de tension induites lors d'un impact par les contraintes de compression menant à des contraintes effectives plus faibles ;
- L'amélioration de la résistance aux impacts des pales de turbine en céramique est un point critique pour assurer le succès du prototype de l'ICT, car plusieurs projets de turbine en céramique ont rencontré beaucoup de problèmes aux évènements de FOD/DOD par le passé.

# CHAPITRE 3 ARTICLE DE CONFÉRENCE

## Avant-propos

### **Auteurs et affiliation :**

F. Beauchamp : étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

P.K. Dubois : étudiant au doctorat, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J.-S. Plante : professeur, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

M. Picard : professeur, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

**Date de soumission :** 27 mars 2022

**Publication :** ASME, *Turbomachinery Technical Conference and Exposition 2022*

**Numéro de manuscrit :** GT2022-80469

**Titre français : Amélioration de la résistance à l'impact de pales de turbine en nitrure de silicium sous contrainte de compression uniaxiale**

### **Contribution du document :**

Cet article présente une grande partie des travaux expérimentaux qui ont été réalisés au cours du projet de maîtrise sur l'amélioration de la résistance aux impacts de pales de turbine en nitrure de silicium avec l'application d'une contrainte de compression uniaxiale. Les expériences présentées dans cet article démontrent que la configuration inversée de la microturbine ICT améliore significativement la résistance aux impacts des pales de turbine en céramique monolithique en comparaison à une architecture traditionnelle. Ces résultats encourageants sont un pas supplémentaire vers la validation de la viabilité à long terme du concept de la microturbine

ICT. De plus, le modèle de simulation présenté plus tard dans ce mémoire est basé sur les résultats expérimentaux présentés dans cet article.

### **Résumé français :**

La *Inside-Out Ceramic Turbine* (ICT), une architecture de rotor de microturbine novatrice, utilise des pales de turbine en nitrure de silicium à la place de pales de turbines en superalliages typiquement utilisées dans les turbines à gaz afin d'augmenter la température maximale en entrée de turbine (*Turbine Inlet Temperature*, TIT). Cette augmentation du TIT maximal se traduit par une amélioration de l'efficacité du cycle de la turbine sans avoir à recourir à des techniques complexes et coûteuses de refroidissement des pales. Pour assurer l'intégrité structurelle des pales de turbines en céramique, elles sont maintenues en compression pendant l'opération de la turbine par un anneau structurel en rotation. Plusieurs expériences précédentes ont démontré que cette architecture de rotor de microturbine est capable d'opérer dans des conditions normales pendant plus de 100 heures sans problème majeur, et que la durée de vie théorique des pales de céramique dans le cadre d'une opération normale est suffisante pour assurer la viabilité à long terme de la microturbine. Les dommages par corps étrangers (*Foreign Object Damage*, FOD) ont cependant toujours été une problématique majeure dans les efforts de développement de rotors de turbine en céramique par le passé à cause de la nature fragile des céramiques, et leurs effets sur la durée de vie des pales de l'ICT n'ont pas été étudiés jusqu'à présent.

Il a été théorisé que les contraintes de compression introduites dans les pales de céramique ainsi que les conditions aux limites des pales de turbine dans la configuration ICT aideraient à contrer les contraintes de tension induites dans les pales de turbine lors d'un impact et donc, à augmenter leur résistance à la rupture. Cet article vient donc examiner cette théorie d'augmentation de la résistance aux impacts à l'aide d'une approche expérimentale où les conditions aux limites des turbines traditionnelles et de l'ICT sont répliquées pour tester leurs résistances aux impacts. Des impacteurs sphériques en acier AISI 52100 de 2,38 mm (3/32 po) de diamètre ont été tirés à des vitesses variant entre 30 m/s et 110 m/s sur des échantillons de 4x3x27 mm de nitrure de silicium répliquant les conditions aux limites des pales de turbine en configuration traditionnelle et

inversée à l'endroit qui est le plus susceptible de mener à une rupture de l'échantillon. De plus, différents niveaux de précharge variant entre 100 MPa et 400 MPa ont été appliqués sur les échantillons précontraints afin de déterminer si ce facteur affecte leur résistance aux impacts. Tous les essais d'impact effectués ont été enregistrés à l'aide d'une caméra haute vitesse.

Les résultats indiquent que la configuration précontrainte de l'ICT permet de résister à des impacts au moins 415 % plus énergétiques lorsque comparée à la configuration traditionnelle sans se rompre, et ce pour un seul impact et en utilisant la même géométrie d'impacteur et d'échantillon. De plus, les résultats indiquent que l'application d'une précharge de compression plus élevée peut aider à résister à des impacts plus énergétiques (augmentation d'environ 50 % de l'énergie de rupture pour une augmentation de la précontrainte de 100 MPa à 400 MPa).

Mots-clés : Turbine inversée en céramique, nitrure de silicium, dommages par corps étrangers, intégrité structurelle, fracture de matériaux céramiques.

# IMPROVEMENT OF SILICON NITRIDE TURBINE BLADE IMPACT RESISTANCE UNDER UNIAXIAL COMPRESSION LOADING

## 3.1 Abstract

The inside-out ceramic turbine (ICT), a novel microturbine rotor architecture, uses monolithic ceramic turbine blades held in compression by a rotating structural shroud instead of traditional superalloy turbine blades in order to increase its maximum turbine inlet temperature (TIT) and cycle efficiency. Previous work has shown that this microturbine architecture has potential to be viable for long-term operation in normal operating conditions. However, foreign object damage (FOD) has been a major concern for ceramic turbine rotor past development efforts, and its effects on the ICT ceramic turbine blades lifespan have not been studied thus far.

An experimental approach was used to characterize the effect of the ICT configuration on ceramic turbine blade impact resistance: spherical steel impactors were fired towards silicon nitride specimens simulating blade boundary conditions for both traditional and inside-out turbine layouts. Preload levels ranging from 100 MPa to 400 MPa were applied on the inside-out layout specimens to determine its effect on impact resistance.

Results indicate that the inside-out turbine configuration increases the resistance to FOD over a traditional turbine configuration. For the specific conditions of this study, the specimens resisted to over five times the impactor energy when fixed at both ends. Also, results show that applying a higher compression preload on the specimens helps to resist higher energy impacts by about 50% when far from the buckling limit.

Keywords: Inside-out ceramic turbine, Silicon nitride, Foreign object damage, Impact resistance, Ceramic fracture.

## 3.2 Nomenclature

ICT	Inside-out Ceramic Turbine
TIT	Turbine Inlet Temperature
FOD	Foreign Object Damage
CMC	Ceramic Matrix Composites
$F_I$	Impactor Force
$F_C$	Centripetal Force
$L$	Specimen Length
$h$	Distance from Fixture to Contact Area
$I_c$	Centroid Moment of Inertia
$M_T$	Moment in Traditional Configuration
$M_{ICT}$	Moment in Inside-out Configuration
$E^*$	Effective Young Modulus
$R$	Effective Radius
$d$	Displacement
$a$	Contact Area Radius
$P_0$	Maximum Pressure at Contact Area
$\sigma_{ii}$	Principal Stresses
$\nu$	Poisson's Ratio
$\sigma_{F_c}$	Stress Induced by Centripetal Force
$\sigma_C$	Compressive Pre-Stress
$V_I$	Impactor Velocity

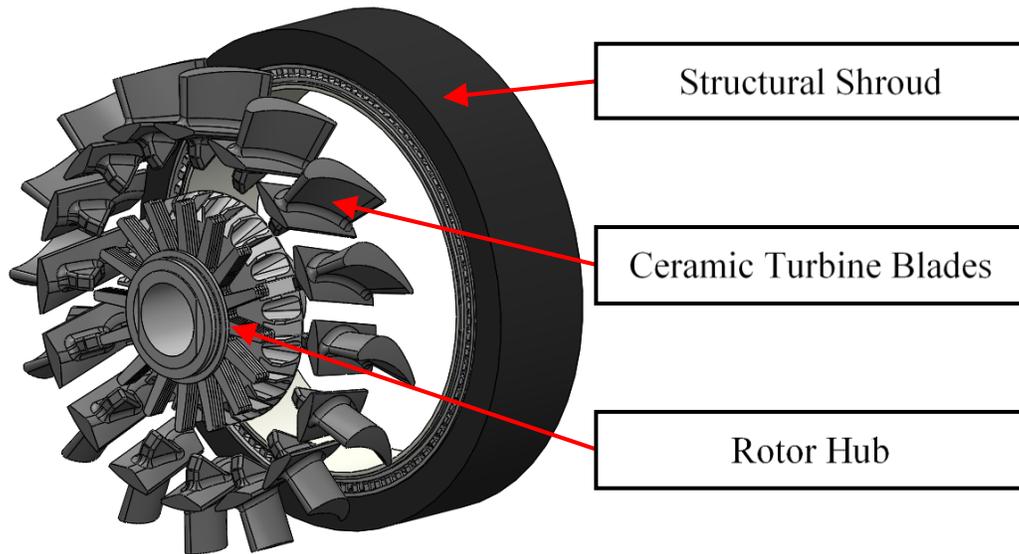
### 3.3 Introduction

Microturbines, gas turbines with a sub-MW power output, are a promising power generation source, especially for mobile applications requiring high power density, good reliability and low maintenance. They can also operate on a variety of fuel sources, making them flexible and allowing for lower emissions fuels such as hydrogen. However, microturbines tend to yield lower cycle efficiency than their full-size counterparts, and manufacturing limitations and cost concerns limit the implementation of cooling techniques used in full-scale turbines, leading to lower turbine inlet temperatures (TIT) and cycle efficiency [3]. In order to reach higher TIT without requiring complex cooling techniques, superalloy parts typically used in the hot sections can be replaced by parts made out of ceramic materials that usually have better high temperature mechanical properties. This solution can help to offset the reduced efficiency cycle inherent to microturbine by compensating with a higher TIT, making microturbines more appealing for lower-power applications.

The current tendency in the aero-turbine industry is to integrate Ceramic Matrix Composites (CMC) in the hot section of gas turbines to replace superalloy components. They are as refractory as monolithic ceramics at high temperatures, but they also exhibit quasi-ductile fracture behavior, contrary to brittle fracture behavior typical to monolithic ceramics [35]. However, their use is mostly limited to stationary applications because of their relatively low tensile strength [26]. In order to use CMCs or even monolithic ceramics in rotating assemblies, for example in turbine rotor blades, a major rethinking of the traditional turbine rotor assembly would be required to significantly reduce tensile stress in those components during operation.

The inside-out ceramic turbine (ICT), shown in Figure 3.1, is a novel microturbine architecture that uses a rotating structural shroud kept in contact with the turbine blades during operation to put the turbine blades under compression loading, allowing the ceramic turbine blades to be viable in a rotating assembly [5]. This type of turbine rotor architecture has proven to be reliable for operation in normal conditions with silicon nitride turbine blades for over 100 hours without any major issues, showing its potential for future microturbine development [36]. The use of ceramic materials in that turbine architecture allows it to reach higher TIT without requiring

specialized cooling techniques, therefore leading to a better cycle efficiency. It would be preferable to use monolithic ceramic turbine blades over CMC components in this turbine concept due to their ease of manufacture and cheaper cost, but the brittleness inherent to monolithic ceramics adds uncertainty to its long-term viability.



**Figure 3.1 – Exploded View of the Inside-Out Ceramic Turbine (ICT) Rotor Prototype**

Previous work on the ICT architecture has demonstrated that silicon nitride turbine blades could achieve a sufficiently low failure probability to ensure long-term reliability of such a microturbine in normal operating conditions [6], [33]. Foreign object damage (FOD) is also a major concern for monolithic ceramic turbines, as many prior ceramic turbine development projects encountered blade chipping and even turbine failures resulting from this type of event [30], [37]. So far, the possible effects of FOD on the ICT lifespan has yet to be determined.

Over the years, many studies have been conducted to characterize the effects of FOD on gas turbine components, with studies mostly directed towards traditional superalloy stator and turbine blades [9], [11]–[14]. Fatigue failure modes typically observed in superalloys components are largely different from brittle failures typical to monolithic ceramics components, therefore making the results from these studies difficult to apply to ceramic gas turbines. A handful of FOD studies were directed towards ceramic turbine blades, but were aimed at quantifying the impact resistance of unstressed ceramic specimens, either fully supported from the back of the target or

in a fixed-free configuration mimicking a traditional turbine layout, therefore not reflecting the boundary conditions nor the compressive pre-stress present in blades used in the ICT turbine layout [23], [38], [39].

Other study fields such as material engineering and ballistics have studied ceramics impact resistance and ways to improve it by using compressive preloads. It was found that pre-stressed ceramic structural elements have a greatly increased load-carrying capacity for both static and impact loading over unstressed ceramics, and ceramics that fail during impact tend to keep their structural integrity as long as the compressive load is maintained, pointing towards a more controlled failure compared to unstressed ceramics [20]. Other studies have also reported similar impact resistance improvements with biaxially and triaxially compressed ceramic specimens [40], [41].

These results suggest that the compressive stress induced in the turbine blades by the ICT architecture during normal turbine operation can significantly improve the impact resistance of monolithic ceramics turbine blades, potentially enough to be viable in a turbine rotor assembly. This paper presents a theoretical and experimental assessment of the potential improvement that the ICT's uniaxial compression loading and boundary conditions can bring to the impact resistance of monolithic ceramic turbine rotor blades. Firstly, the mechanisms at work during a FOD event are reviewed through theory to better understand how the ICT configuration might help to increase impact resistance of ceramic turbine blades. Secondly, impact testing on ceramic specimens is conducted to validate if the impact resistance of ceramic components can indeed be improved with compressive pre-stress. Finally, results are presented and discussed to conclude on the potential of the inside-out configuration as a means to increase ceramic turbine blade resistance to foreign object damage.

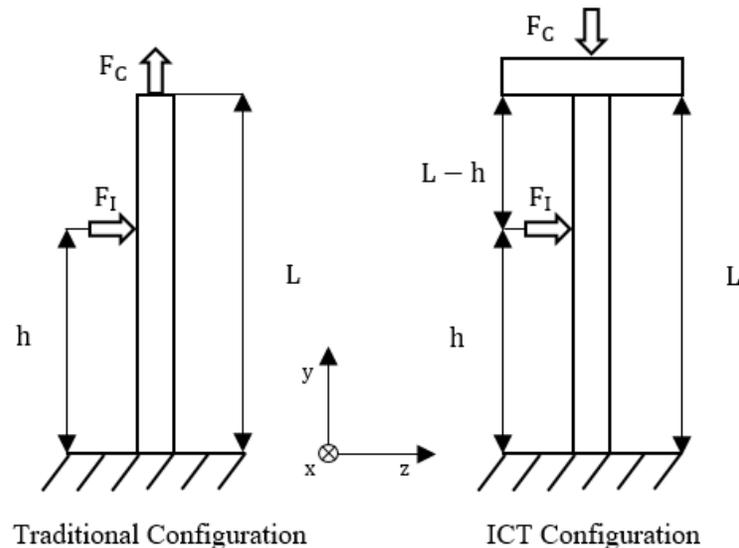
### 3.4 Theoretical Assessment

In order to characterize how the ICT configuration can improve impact resistance for ceramic turbine blades, it is important to evaluate what forces and resulting stresses are exerted on a turbine blade during a FOD event. For understanding the failure mechanisms, the turbine blade can be simplified to the shape of a rectangular prism and the foreign object to a spherical

impactor. In a quasi-static case, the impactor exerts a force on the target at the contact area, and two main mechanisms drive the reaction of the target: (1) global bending stresses affecting the entirety of the target and (2) local contact stresses affecting the region near the contact area.

### 3.4.1 Global Bending Stresses

To evaluate the effect of global bending on induced stress levels for both turbine layouts, simplified load cases for the global bending of both traditional and ICT layouts are presented in Figure 3.2 below. The main differences between both layouts are due to the effects of the structural shroud present in the ICT configuration; it fixes the top end of the turbine blade instead of leaving it free, and also causes the centripetal forces exerted by the turbine rotation to induce compressive stress in the blades instead of tensile stress. Classical beam theory can be used to approximate bending stresses induced by a FOD event for both load cases. This theory is a simplification of the linear theory of elasticity used to calculate load-carrying and deflection characteristics of beams [42]. Assuming that the targets can be considered as beams, i.e., that their length is significantly greater than their other dimensions, displacements and resulting stresses can be calculated based on this theory.



**Figure 3.2 – Simplified Global Bending Load Cases**

In both cases, tensile and compressive stresses in the beam can be calculated as

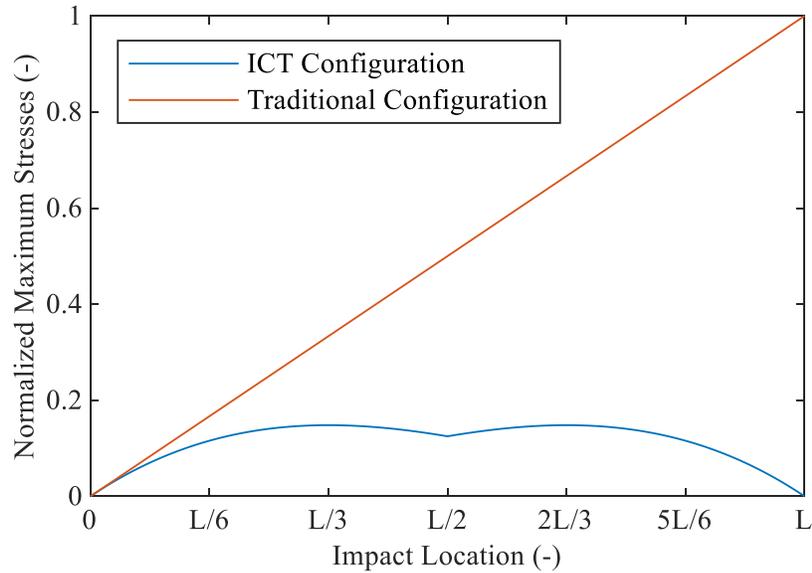
$$\sigma = -\frac{Mh}{I_c} \quad (1)$$

Since the target geometry is the same in both cases, the resulting stresses in the targets are proportional to the moment induced in the target by the impact force. Assuming that the compressive stress exerted by the shroud on top of the ICT configuration restricts the rotation and translation at the end of the blade, the maximum moment can be calculated as

$$M_T = -F_I h \quad (2)$$

$$M_{ICT} = -\frac{F_I \max(h, L-h)^2 \min(h, L-h)}{L^2} \quad (3)$$

In the traditional configuration, the maximum stresses are reached at the fixed end of the target when the impact force is applied to the opposite end of the specimen, creating the largest moment possible, thus the highest stress levels. In the ICT configuration, the maximum stresses for a given impact force are reached when the impact location is at either 1/3 or 2/3 the length of the target. Comparing the maximum stress levels for both cases with the same normalized geometry, the theoretical maximum stresses are 575% higher in the traditional load case when comparing worst-case scenarios, and the maximum stresses are always equal or greater to the ICT configuration. Also, the difference between the average and the maximum stresses in the ICT configuration for all impact positions is only about 30%, making this configuration less sensitive to the impact location compared to the traditional load case. All of these differences are illustrated graphically in Figure 3.3 below.



**Figure 3.3 – Impact Location Effect on Theoretical Maximal Tensile Stress for Normalized Targets**

Moreover, shear stresses are halved in the ICT configuration compared to the traditional configuration, since the reaction force is spread on two end supports rather than one, further reducing the stress levels in the target. Both the significant reduction in flexural and shear stresses in the target for the ICT configuration compared to the traditional configuration suggests that the ICT configuration might help to increase impact resistance of the target.

Beam theory also states that the tensile and compressive stresses induced in the target during the FOD event should act in the same direction as the stresses induced in the turbine blades by the centripetal force due to the rotation of the turbine. Therefore, the tensile stress induced in the target by the impactor should be directly offset by the compressive preload induced in the ICT configuration by stress superimposition, resulting in an overall lower tensile stress level in the target. Similarly, the tensile stress induced by the centripetal force in the traditional configuration should lead to an overall higher tensile stress level. Since ceramic materials tend to have significantly higher compressive strength than their tensile strength, the lowered tensile stress in the ICT configuration compared to the traditional configuration should reduce the potential for a defect to initiate cracking of the target, therefore further reducing the risks of failure for a given impact force.

### 3.4.2 Local Contact Stresses

To evaluate the effect of local contact stresses on the target, a simplified load case of the situation is presented in Figure 3.4 below. The Hertz contact theory can be used in this situation to approximate the stress field in the blade induced by the impact of a spherical debris at the contact area [43]. If we consider only elastic deformation, the area of contact between the impactor and the target during the impact should be much smaller than the overall dimensions of the contacting bodies, and the stresses at the contact point should not be impacted by the boundary conditions of the target. Therefore, the induced contact stresses can be approximated as the same for both the traditional fixed-free and the ICT fixed-fixed boundary conditions. The difference in the two load cases arises from the superimposition of the impact-induced stresses with the tensile or compressive centrifugal stresses.

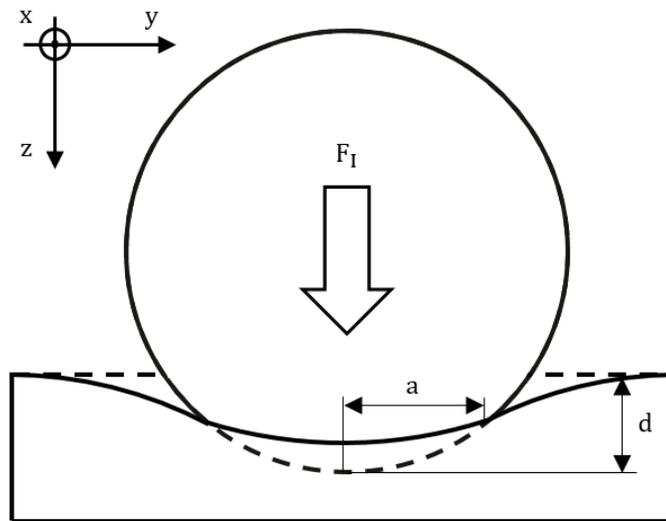


Figure 3.4 – Local Contact Stresses Load Case

According to the Hertz contact theory, the displacement induced by the contact between a spherical impactor and a flat surface for a given impact force can be calculated from the relation [44]

$$F_I = \frac{4}{3} E^* R^{\frac{1}{2}} d^{\frac{3}{2}} \quad (4)$$

The contact area can then be calculated with the resulting displacement and the radius of the impactor as

$$a = (Rd)^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

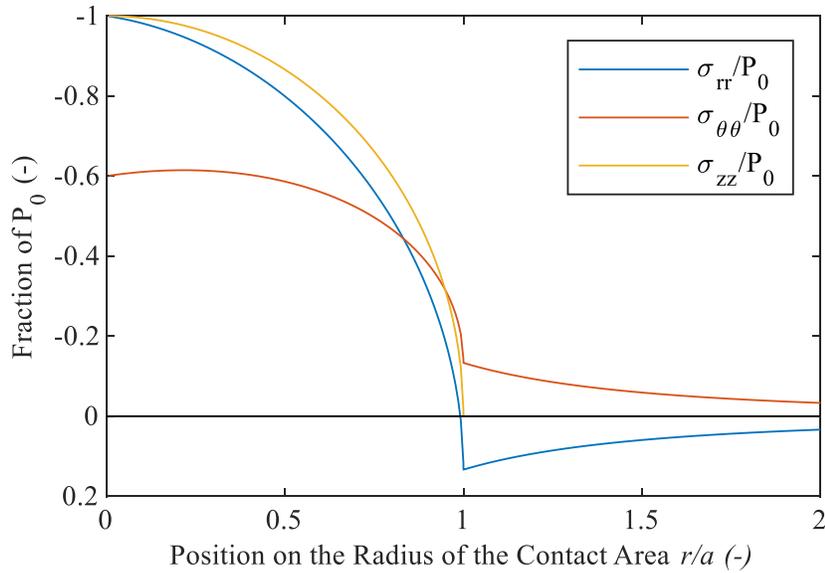
The result of this contact is a semi-elliptical pressure distribution at the contact area, and the maximum pressure at the interface between both bodies, located at the center of the contact area, can be calculated from both the impact force and the contact area as

$$P_0 = \frac{3F_I}{2\pi a} \quad (6)$$

The maximum pressure between both bodies can then be used to estimate the stress distribution at the contact area in the target for a given impact force. The typical point of interest for predicting failures in metal components is the maximum von Mises stress point located slightly under the surface of the target at the center of the contact area [44]. However, the region of interest to predict failure in ceramics is the location of maximum tensile stress at the border of the contact area on the surface of the target, as shown by the distribution of surface stresses presented in Figure 3.5 below. The impact produces radial tensile stresses peaking at the edge of the contact area with a value of

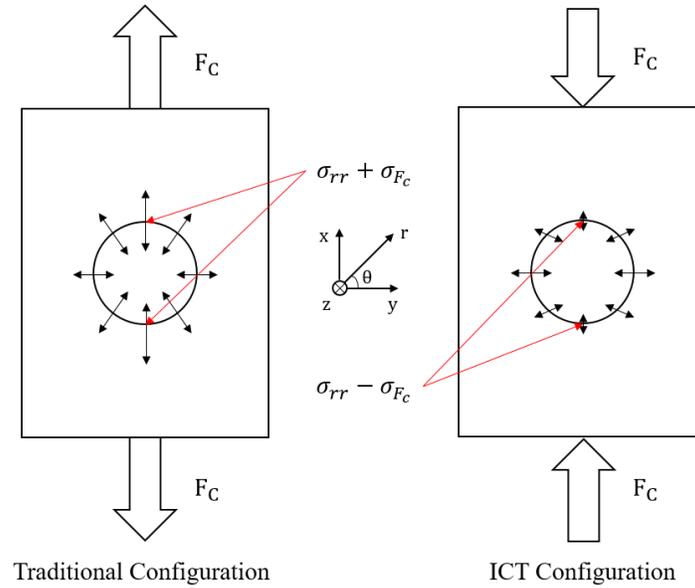
$$\sigma_{rr,max} = \left(\frac{1-2\nu}{3}\right) P_0 \quad (7)$$

If this tensile stress is high enough to initiate cracking, it typically leads to the contact area breaking off from the rest of the target, creating the pitting failure characteristic to contact stresses.



**Figure 3.5 – Stress Distribution on the Surface of the Contact Area for  $\nu = 0.3$  [44]**

By superimposing the longitudinal stresses present in the turbine blades to the tensile stresses induced around the contact area, the cracking around the contact area is facilitated by the tensile stress of the traditional configuration or inhibited by the compressive stress in the ICT configuration. For the traditional configuration, the tensile stress would increase the maximum tensile stress located on the top and bottom of the contact surface. Tensile stress also promotes rapid crack propagation starting from this point, thus reducing impact resistance of the blade. On the other hand, the compressive centrifugal stress in the ICT configuration reduces the tensile stress at the top and bottom of the contact area, which should help to retard the pitting. The effect of the longitudinal stresses on the tensile contact stresses for both configurations is illustrated in Figure 3.6 below.



**Figure 3.6 – Effect of Tensile and Compressive Preloads on Radial Tensile Contact Stresses**

Furthermore, even if a defect at the contact area is created by the contact stresses on the sides of the contact area, the significant reduction in global bending stresses associated to the ICT configuration discussed in the previous section should help to reduce the likeliness of a blade failure through crack propagation, thus adding to the potential improvement in impact resistance.

### 3.5 Materials and Methods

While the theoretical assessment has shown that it may provide many advantages over a traditional turbine layout, the many assumptions and simplifications made along the way, mainly neglecting the effect of dynamic phenomena on the resulting stresses, bring a lot of uncertainty towards the real benefits associated with the ICT configuration. In order to get a better idea of the real gain provided by the ICT configuration, an experimental approach has also been used to confirm the hypotheses brought by the theoretical assessment and also quantify the potential gains associated with the ICT configuration for ceramic specimens with boundary conditions and pre-stresses similar to the ceramic turbine blades present in the ICT turbine.

#### 3.5.1 Target Specimens and Impactors

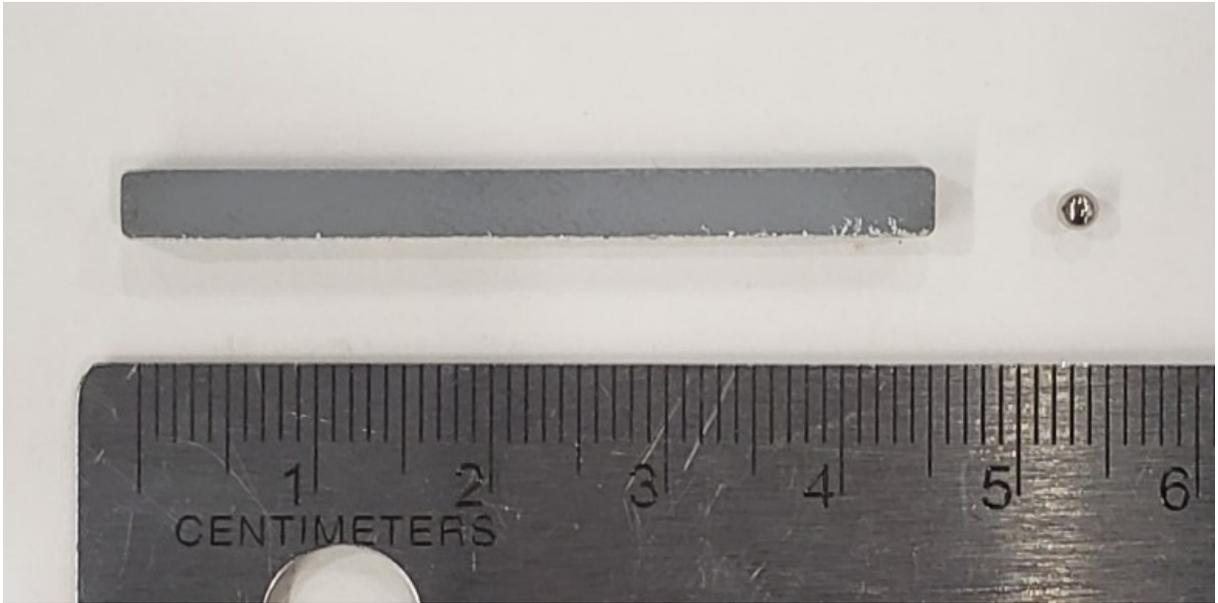
The target specimens used for this experiment are silicon nitride tests bars provided by Ceramco Inc. (USA). Silicon nitride was chosen for its high strength at high temperature, high thermal shock

resistance, good chemical and oxidation resistance and relatively high fracture toughness, making it ideal for gas turbine applications [45]. The test specimens used are Type B specimens as defined per ASTM C1161-18 [46]. No additional processing was done to the specimens before testing.

The impactors used for this experiment are commercially available SAE 52100 chrome steel bearing balls with a diameter of 2.38 mm (3/32 in.). This particular impactor size was chosen in order to get good quality high-speed footage from the impacts for analysis with a relatively small impactor compared to the target. The impactor sizing was based on a previous assessment of FOD on similar silicon nitride specimens found that fully supported specimens could resist impacts with velocities over 200 m/s when using 1.59 mm (1/16 in.) SAE 52100 chrome steel impactors [23]. The principal mechanical properties of both target specimens and impactors are given in Table 3.1, and they are shown in Figure 3.7 below.

**Table 3.1 – Principal Mechanical Properties of Targets and Impactors [47], [48]**

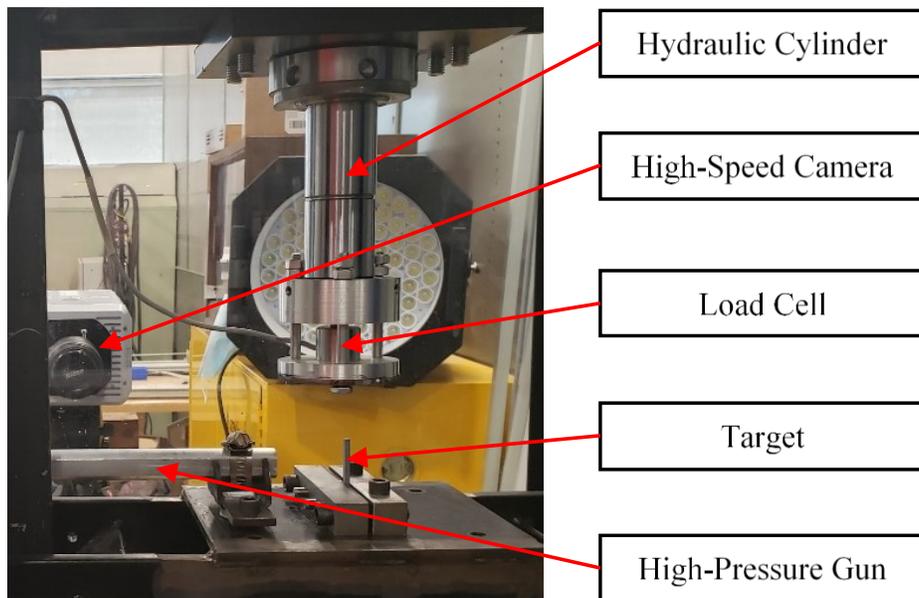
<b>Property</b>	<b>Target</b>	<b>Impactor</b>
Dimensions (mm)	3x4x27 (Effective)	Ø 2.38 (3/32 in.)
Material	Silicon Nitride	SAE 52100 Steel
Young’s Modulus (GPa)	310	190–210
Poisson’s Ratio (–)	0.26	0.27-0.30
Density (kg/m <sup>3</sup> )	3230	7810
Vickers Hardness (GPa)	14.3	8.3
Flexural Strength (MPa)	840	-
Fracture Toughness (MPa√m)	7.22	-



**Figure 3.7 – Target and Impactor Samples Used in the Experiment with Scale Reference**

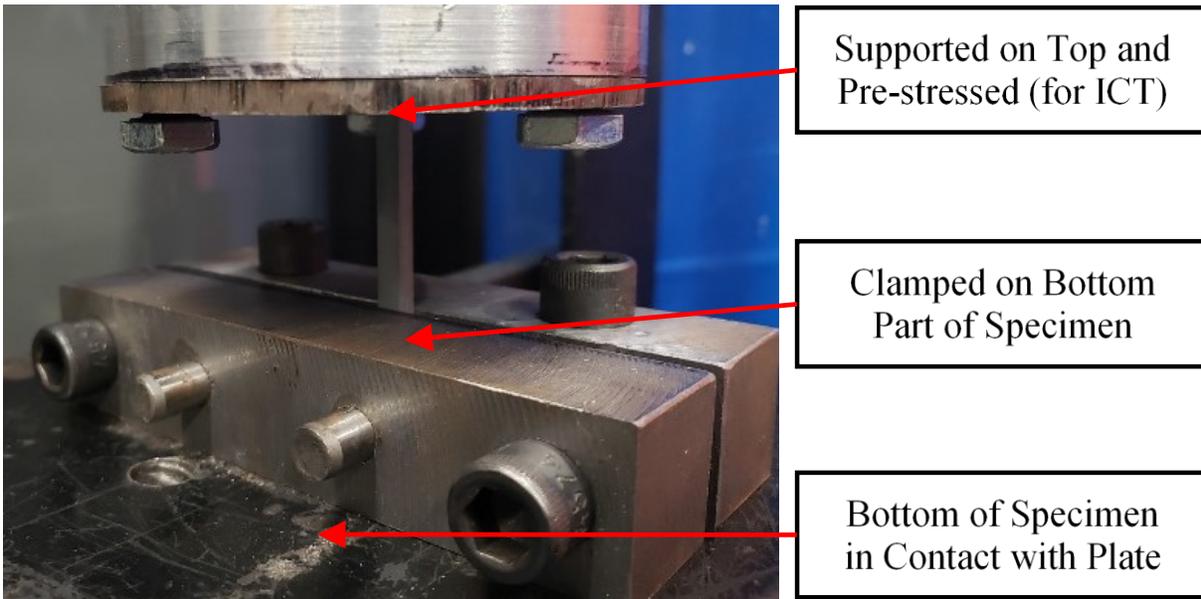
### 3.5.2 Experimental Setup

The experimental setup, shown in Figure 3.8, is used to emulate boundary conditions of both traditional and inside-out turbine architectures on the ceramic specimens and a typical FOD event is emulated via dynamic impact testing with the steel impactors. This experimental setup is similar to others used in previous FOD assessment studies [23], [24].



**Figure 3.8 – Experimental Setup Used to Assess the Effect of Uniaxial Compressive Preload on Ceramic Impact Resistance**

A gas-powered gun is used to accelerate an impactor towards a ceramic target. The gun consists of a 300 mm long barrel bored to a 2.38 mm (3/32 in.) diameter, a reloading mechanism, a high-pressure solenoid valve with a manual trigger used to release the impactor, a digital pressure gauge used to accurately measure the inlet pressure, a high-pressure gas regulator used to adjust the input pressure, and finally a high-pressure argon gas cylinder. The target is clamped at one of its extremities in a 19 mm high vise positioned at the firing end of the gun barrel to simulate the fixed side of a turbine blade. A 10-ton hydraulic press is used to apply a constant force to the top of the targets to simulate the compressive pre-stress for the ICT configuration. The applied force is measured by a load cell placed in series between the hydraulic cylinder and the target. A close-up of the boundary conditions of the ceramic specimens is presented in Figure 3.9 below.

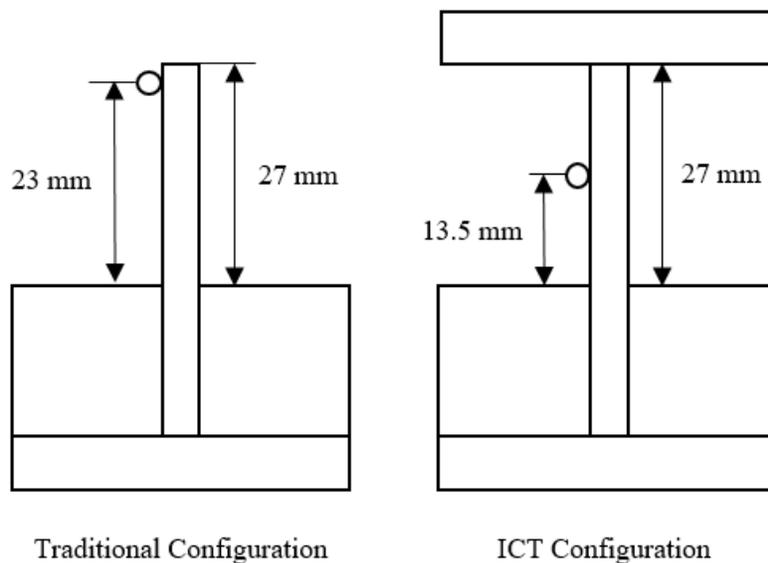


**Figure 3.9 – Boundary Conditions of the Ceramic Specimens**

The impact tests are recorded with a high-speed camera at a frame rate of 100,000 FPS and a resolution of 384 × 264 pixels. The recordings allow to accurately measure the impactor speed with frame-by-frame analysis and to capture the different breaking patterns occurring during the tests. Finally, the experimental setup is encased in a polycarbonate enclosure in order to contain all potential impactor and ceramic debris that could form during the impact tests.

### 3.5.3 Experimental Method

Impact tests are run at room temperature. A test specimen is placed in the middle of the retaining vise in the testing enclosure. If an ICT configuration is tested, the force required for the preloading is applied on the target using the hydraulic cylinder and the load cell force readings. The gas-powered gun is positioned at the proper position depending on the tested configuration. All impact tests are conducted normal to the target surface and aimed at the center of the width of the target. The impact locations for both traditional and ICT configurations are chosen to produce the highest stresses in the targets for each boundary condition (Figure 3.10). For the traditional configuration, the impact location is near the top of the specimen, 23 mm from the vise. This impact location produces high levels of stress in the target without risking hitting the top edge. For the ICT configurations, the target location is directly in the middle of the target, 13.5 mm from the vise.



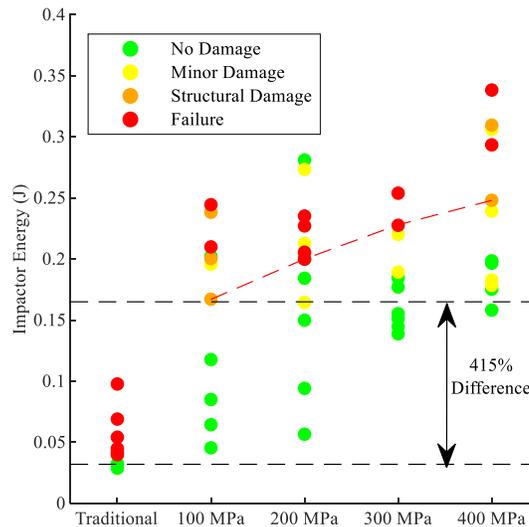
**Figure 3.10 – Projectile Impact Locations**

Slower projectiles are first shot on the targets. The speed is then gradually increased until a target failure occurs, using a new specimen for every FOD event to remove ceramic strength degradation from the test variables. From this point, several impact tests are conducted with impactor velocities surrounding the breaking point region of the specific configuration in order to get a better idea of the average failure velocity of the particular configuration. These steps are then

repeated for the traditional and all ICT configurations, with preloads ranging from 100 MPa to 400 MPa in 100 MPa increments.

### 3.6 Results and Discussion

Results from 56 successful impact tests for the different configurations and compressive pre-stress levels are plotted against the impactor energy (Figure 3.11). The main takeaway from the impact tests is that both the boundary conditions and the compressive preload present in the ICT configuration have a significant and positive effect on the impact resistance of the ceramic specimens. For all measured impact speeds, the relative error should not be more than 2.5% considering the image resolution, the camera misalignment and the depth mismatch between the projectile and the reference. Therefore, the impactor energy value should be within 5% of the real value for all results. Also, all impact locations were within 15% of the targeted impact site when compared relatively to the target effective length.



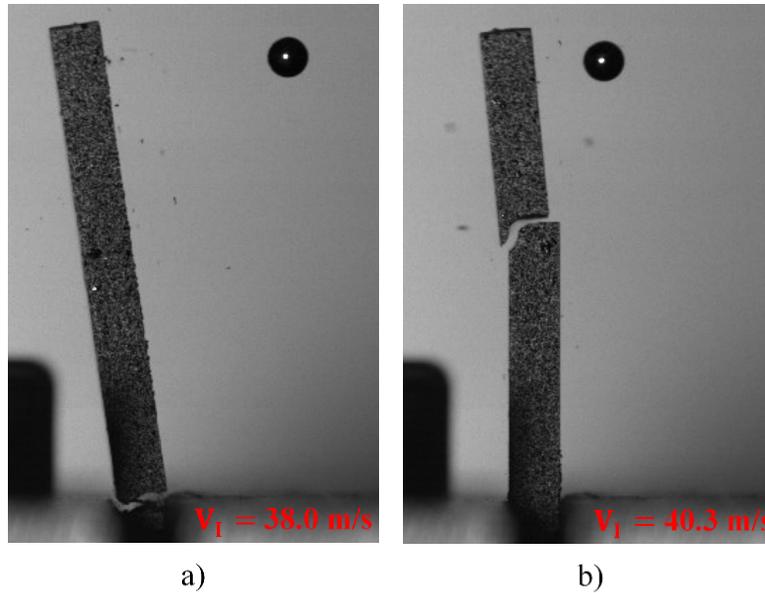
**Figure 3.11 – Impact Resistance Test Results for All Tested Configurations and Compressive Pre-Stress Levels Compared to the Impactor Energy**

Four different outcomes are observed after the impacts: no apparent damage, minor damage, structural damage, and failure. Minor damage includes damage that does not impact the structural integrity of the target, such as minor chipping and cracking. Structural damage implies that the target survives the impact without rupturing, but breaks down when the compressive

preload is removed. Overall, the traditional configuration is significantly weaker than all ICT configurations. The impactor energy difference between the highest intact specimen in the traditional configuration and the lowest damaged specimen in one of the ICT configurations was over 415%, indicating that all the ICT configurations have a better impact resistance due to the different boundary conditions. Also, there is a general trend that shows that the impactor energy necessary to structurally damage the specimens is linearly correlated to the preload applied to the specimens in as shown by the red dotted curve in Figure 3.11. However, this increase in impact resistance is less significant than the effect of the boundary conditions (about a 50% increase from a 100 MPa to a 400 MPa preload). Also, the critical impactor energy to cause damage for each preload level has a lot of variation, most likely due to the statistical nature of ceramics failure and experimental setup imprecision.

### 3.6.1 Traditional Configuration

For the traditional turbine layout, both failure modes encountered in the ceramic specimens are shown in Figure 3.12 below. The dominant failure mode is driven by the global bending of the target. The breaking point of the target is generally found far below the impact site, indicating that even if the contact stresses are high enough to produce a defect and lower the local strength of the target at the impact point, the stresses near the impact location are not significant enough to propagate a crack through the specimen. This corresponds to classical beam theory since there should be no bending stresses around the impact site, since there is no support at that the top end of the target. Instead, tensile stresses due to bending, exacerbated by the target vibration modes, caused failures at two distinct locations of the target depending on the instance.

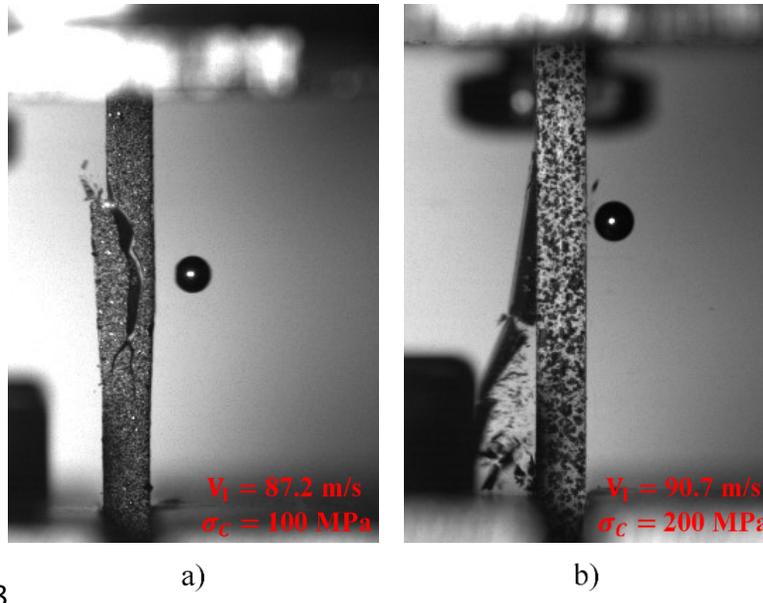


**Figure 3.12 – Typical Breaking Patterns Occurring for Fixed-Free Impact Events**

In Figure 3.12a), the failure occurred at the fixed end of the target, which corresponds to the highest tensile stress point according to classical beam theory. In Figure 3.12b), the superimposition of the first and second modes of vibration of a cantilever beam probably caused a high deflection around the mid-point between the impact site and the fixed end of the target, causing high tensile stresses, and therefore initiating a failure at this location. With both failure modes, if tensile pre-stresses had been applied to this configuration to simulate centrifugal forces present in traditional turbine blades, it is likely the specimens would have failed with even smaller impactor energies, therefore widening the impact resistance gap between the traditional and the ICT configurations.

### 3.6.2 Low Preload ICT Configuration

For the compressive preloaded cases, specimen failure started to occur at much higher energy levels than the specimens in a traditional configuration. The initiation point of the failure for the ICT configuration is generally located directly behind the contact area, indicating that bending stresses are the main culprit for the crack initiation in most cases. According to classical beam theory, this is the point where the tensile bending stresses should be highest during an impact, thus explaining why a failure might occur at that location. Examples of failure for low-preload ICT configuration specimens are shown in Figure 3.13 below.



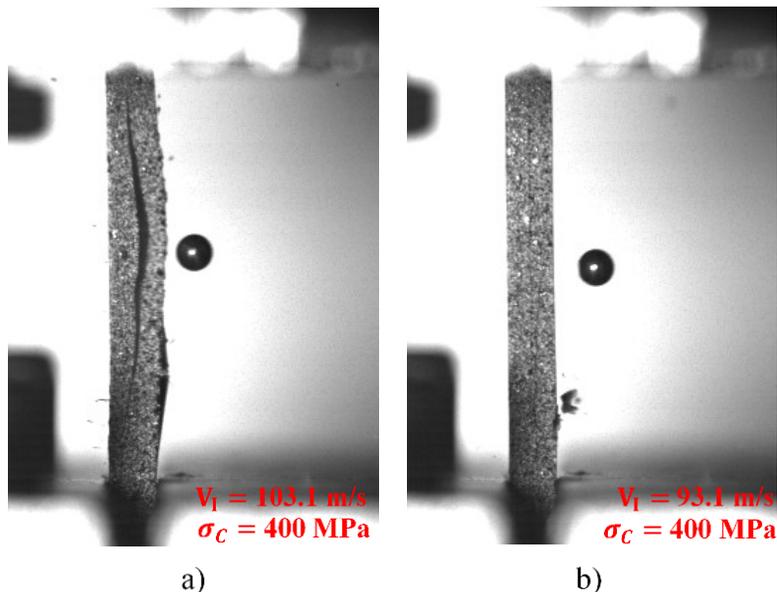
8 **Figure 3.13 – Typical Breaking Patterns Occurring at Lower Compressive Pre-Stress Levels**

For the lowest compression level studied (100 MPa), lower velocity impact sometimes led to a similar failure to the traditional configuration, but the damage to the specimens does not lead to a complete failure; the targets still managed to hold its structural integrity because of the compressive preload. Its rupture is only observed when the preload is removed. This type of rupture corresponds to the lower impactor energy levels causing damage for the pre-stressed cases, and it still manages to withstand an impact with over five times the impactor energy compared to the best traditional configuration without a complete failure for the specific conditions of the study (0.165 J vs. 0.032 J).

Another failure mode observed at slightly higher compressive pre-stress levels (100 MPa to 200 MPa) is shown on Figure 3.13a). This failure mode is most likely due to contact stresses initiating a rupture of the target near the contact area, and crack propagation would then occur towards the sides of the target because of the bending stresses, rupturing it. At moderate pre-stress levels (200 MPa to 300 MPa), a rupture of the back surface of the target, directly behind the impact location, is sometimes occurring as well. This failure mode is shown in Figure 3.13b). This type of failure would sometimes propagate all the way to the front face of the specimen, or it would stop around the centerline of the specimen where compressive stresses become higher due mainly to the compressive stresses induced by bending in front of the target, leaving the target damaged but still able to support the compressive loading.

### 3.6.3 High Preload ICT Configuration

At high stress levels (300 MPa and 400 MPa), the failure mode previously described in Figure 3.13a) started to shift towards a different failure mode. Indeed, the failure is still most likely initiated by a defect created by the contact stresses around the contact area, but the crack would propagate vertically through the target instead of propagating towards the sides. This mode of failure is pictured in Figure 3.14a) below. At this point, it seems that the failure becomes mainly driven by shear stress instead of tensile stress. Since the tensile stress induced by the impact are more and more offset by higher compressive pre-stresses and the shear stresses in the target are not affected by the pre-stress, it seems that the stress threshold for in-plane shear crack propagation is reached before the more typical tensile crack propagation threshold, thus shifting the crack propagation direction. This shift in the crack propagation mode is most likely beneficial for the impact resistance of the target because the crack surface area for this type of failure is significantly larger compared to the tensile crack propagation, thus requiring more impact energy to dissipate to form the fracture area. Some similar impacts resulted in partial failures of the target in this fashion, resulting in a longitudinal crack in the target, but not leading to a failure of the specimen. This type of partial failure is illustrated in Figure 3.14b).



**Figure 3.14 – Typical Breaking Patterns Occurring at Higher Compressive Pre-Stress Levels**

For preload levels over 500 MPa, the failure rate of the targets starts to increase, and lower energy impactors start to damage the target more easily. At this point, the targets start to

experience flexural stresses due to buckling, and those stresses induce tensile zones in some parts of the target, facilitating chipping in those regions. According to Euler's critical load formula for buckling, the theoretical buckling limit should be around 785 MPa for this configuration [42]. However, this theory assumes that the force applied to the target has no eccentricity with the axis of the target, which is likely why the phenomenon occurs at lower compressive stress levels than expected experimentally. In reality, the compressive force from the hydraulic cylinder is not perfectly in line with the specimens, thus exacerbating the apparition of buckling related failures.

### 3.7 Conclusion

The application of compressive pre-stress on a ceramic component significantly increases its impact resistance. Spherical steel impactors were fired towards silicon nitride specimens simulating blade boundary conditions for both traditional and inside-out turbine layout in order to characterize the impact resistance difference due to the different configurations. Results indicate that, for the specific conditions of this study, specimens with boundary conditions simulating the ICT architecture can resist to impacts with at least 415% greater impactor energy without failure when compared to ceramic specimens with boundary conditions simulating a traditional turbine layout, for single impacts and using the same specimen and impactor geometry. Also, results show that applying a higher compression preload on the ceramic specimens helps to resist higher energy impacts when far from the buckling limit (about a 50% difference from 100 MPa to 400 MPa), although the effect of this phenomenon is not as pronounced as supporting the target at both ends.

In summary, uniaxial compressive preload in the ICT rotor architecture significantly improves impact resistance of ceramic components. The next step is to quantify the benefits on actual ceramic turbine blades through explicit dynamic modeling calibrated with data from this study and testing of FOD resistance in rotating turbine blades.

### 3.8 Acknowledgments

The authors would like to recognize the support from the research staff and faculty members at Université de Sherbrooke as well as the test engineers at Exonetik Turbo. The funding for this project was provided by Exonetik Turbo, the Natural Science and Engineering Research Council of

Canada (NSERC), Defence Research and Development Canada (DRDC) and the Government of Québec.

## CHAPITRE 4 Modèle de simulation d'impacts

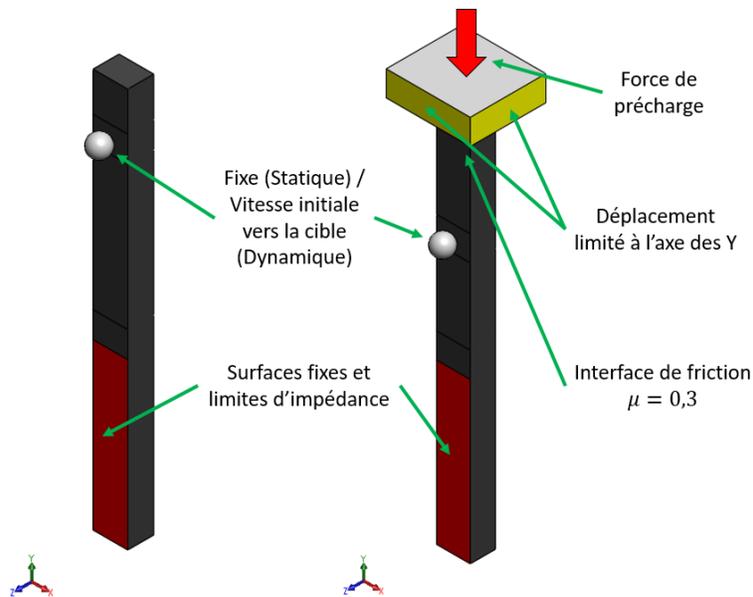
Après la réalisation des essais expérimentaux, la dernière étape de ce projet de maîtrise est d'utiliser les données recueillies pendant les essais d'impact afin de mettre en place et de calibrer un modèle de simulation par éléments finis (*Finite Element Analysis*, FEA). Ce modèle de simulation permet de simuler des événements de FOD/DOD réalistes sur les pales de la turbine ICT en conditions d'opération, et les résultats de ces analyses permettent de quantifier la résistance aux impacts des pales de la turbine ICT aux événements de FOD/DOD, l'un des objectifs principaux de ce projet de recherche. Les différentes étapes du développement et de l'application du modèle de simulation au cas de la turbine ICT seront détaillées dans ce chapitre.

### 4.1 Développement du modèle de simulation

#### 4.1.1 Modèle de simulation des essais expérimentaux

Pour commencer le développement du modèle de simulation, il faut tout d'abord recréer les essais d'impact expérimentaux détaillés dans le chapitre précédent à l'aide d'analyses par éléments finis. Pour se faire, le logiciel *ANSYS Workbench* est utilisé, en particulier les modules de structure statique et de dynamique explicite. Le module de structure statique est utilisé afin de simuler les précontraintes présentes dans les échantillons avant les impacts, et le module de dynamique explicite est utilisé pour simuler les cas d'impacts.

Les composantes importantes des essais de tir, c'est-à-dire l'échantillon en céramique, l'impacteur, ainsi que la surface supérieure du cylindre hydraulique, ont été modélisées en 3D à l'aide du logiciel *SolidWorks* afin de les intégrer au modèle de simulation. Ces trois composantes, à l'aide de plusieurs conditions limites, sont suffisantes pour obtenir un modèle représentatif des essais d'impact. La position du site de l'impact ainsi que la vitesse du projectile ont été paramétrés dans le modèle de simulation pour pouvoir les ajuster facilement selon les conditions réelles des impacts enregistrés. Les modèles 3D des composantes à l'étude et les conditions limites utilisées pour le modèle de simulation sont illustrées à la figure 4.1.



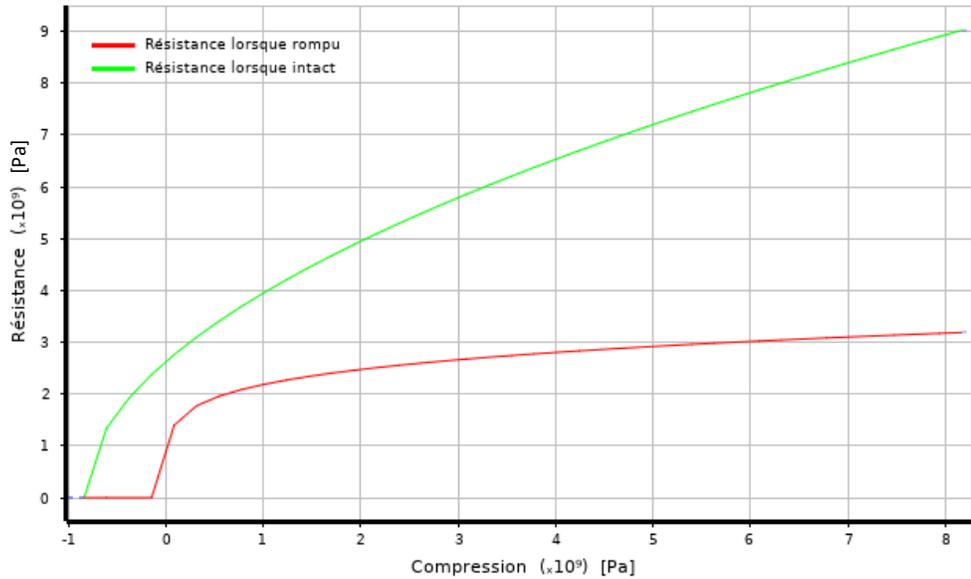
**Figure 4.1 – Composantes et conditions limites et de chargement utilisées pour simuler les essais expérimentaux pour la configuration traditionnelle (gauche) et la configuration inversée (droite)**

En général, les conditions limites sont presque les mêmes dans le module de structure statique et de dynamique explicite pour chacun des cas à l'étude ; la seule différence est le remplacement d'une contrainte de déplacement nul appliqué sur l'impacteur lors du chargement statique par une vitesse initiale dans l'analyse dynamique explicite pour le faire bouger dans le cas dynamique. Dans les deux cas à l'étude, les surfaces qui sont en contact avec l'étau et la structure de la presse hydraulique sont fixées en place pour simuler la rétention de l'étau, et une limite d'impédance, c'est-à-dire une condition limite permettant le transfert des ondes de pression, est aussi ajoutée sur ces surfaces pour permettre de simuler le transfert des ondes de pression à travers l'étau dans la réalité. Pour les essais simulant la configuration inversée, la précontrainte de compression est ajoutée à l'échantillon par l'entremise d'une force appliquée sur une composante d'acier représentant la surface du cylindre hydraulique qui entre en contact avec le dessus de l'échantillon dans les essais réels. La présence de cette composante permet de simuler les interactions entre l'échantillon et cette surface de façon réaliste en définissant une interface de friction avec un coefficient de 0,3 entre les deux surfaces, représentant approximativement l'interaction réelle entre les deux surfaces à l'étude. Finalement, le déplacement des côtés de cette composante est limité à l'axe des y (déplacement longitudinal) pour assurer qu'il ne se déplace que dans l'axe de la cible comme le cylindre hydraulique dans le montage expérimental.

Par la suite, différents modèles sont utilisés pour représenter les propriétés mécaniques des matériaux des composantes qui entrent en jeu dans les essais d'impact. Pour les échantillons en nitrure de silicium, le modèle d'endommagement de Johnson-Holmquist est utilisé pour simuler les contraintes et les déplacements qui sont présents lors d'un impact dans ces composantes. Ce modèle de simulation est considéré comme le modèle de référence pour la simulation d'impact avec des matériaux fragiles, car il est valable pour de grandes contraintes et déformations comme celles rencontrées lors d'un impact, et prend aussi en compte l'endommagement progressif dû à la croissance de microfissures, qui est un trait caractéristique des matériaux fragiles [49]. Les propriétés mécaniques générales du nitrure de silicium sont tirées des valeurs données par Ceramco Inc. (USA), alors que les paramètres spécifiques au modèle de Johnson-Holmquist utilisés pour simuler ce matériau sont basés sur ceux utilisés dans une étude de simulation d'impact sur des échantillons de nitrure de silicium similaire à la présente étude [48], [50]. Les valeurs utilisées dans le modèle de simulation sont présentées dans le tableau 4.1, et la courbe de résistance en fonction de la contrainte de compression est présentée à la figure 4.2.

**Tableau 4.1 – Paramètres utilisés dans le modèle d'endommagement de Johnson-Holmquist pour les échantillons en nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) [48], [50]**

Propriété Mécanique	Valeur	Unités
Module de Young [E]	310	GPa
Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,26	-
Densité [ $\rho$ ]	3230	kg/m <sup>3</sup>
Contrainte maximale en traction [ $\sigma_{Tmax}$ ]	840	MPa
Limite d'élasticité d'Hugoniot [HEL]	1500	MPa
Constante de résistance intacte [A]	0,9	-
Coefficient de résistance intacte [N]	0,52	-
Constante de vitesse de déformation [C]	0,01	-
Constante de résistance de rupture [B]	0,33	-
Coefficient de résistance de rupture [M]	0,18	-
Facteur de résistance de rupture maximale [SFMAX]	1	-
Constante de dommage [D1]	0,8	-
Constante de dommage [D2]	0,8	-



**Figure 4.2 – Courbes de résistance de l'échantillon en fonction de la contrainte de compression dans générées à partir des paramètres du modèle de Johnson-Holmquist du nitrure de silicium**

Du côté des projectiles, l'acier AISI 52100 qui les compose est simulé avec un simple modèle de matériau élasto-plastique isotrope avec une courbe de déformation bilinéaire [47], [51]. Ce type de modèle est utilisé dans le cas présent, car il permet de bien représenter les déformations qui se produisent dans les projectiles dans le modèle de simulation, et donc l'interface de contact entre les projectiles et les échantillons. Un modèle plus complexe de simulation de matériaux métalliques tel que le modèle de plasticité de Johnson-Cook aurait aussi pu être utilisé pour simuler cette composante, mais puisque le domaine élastique de cette composante est très petit et que l'état de contrainte réelle de ces composantes n'est pas important dans le cas à l'étude, il n'est pas nécessaire d'ajouter ce niveau de complexité [52]. Les paramètres utilisés dans le modèle de simulation pour les projectiles sont présentés dans le tableau 4.2.

**Tableau 4.2 – Propriétés mécaniques utilisées pour simuler les projectiles en acier AISI 52100 [47], [51]**

Propriété Mécanique	Valeur	Unités
Module de Young [E]	210	GPa
Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,3	-
Densité [ $\rho$ ]	7853	kg/m <sup>3</sup>
Module tangent [ $E_T$ ]	108	GPa
Limite élastique [ $\sigma_{EL}$ ]	1490	MPa
Contrainte maximale [ $\sigma_{max}$ ]	1880	MPa

Pour ce qui est de la composante représentant le bas du cylindre hydraulique, il est représenté par un modèle d'acier élastique isotrope avec les mêmes paramètres élastiques que le modèle simulant les projectiles (propriétés typiques aux aciers), car cette composante ne subit pas de contraintes assez grandes lors d'un impact pour quitter son domaine élastique.

Pour toutes les composantes, les modèles de matériaux ont été définis sans rupture, car il est difficile de répliquer de façon réaliste les schémas de rupture dans une simulation explicite dynamique sans utiliser des maillages très fins dans les composantes fragiles ( $\leq 0,01$  mm de côté). L'utilisation de maillages très fins demande des temps de calcul très longs, ce qui n'est pas idéal pour un plan d'expériences nécessitant plusieurs dizaines d'analyses. Au lieu de se baser sur les motifs de bris simulés pour trouver le point de rupture des échantillons, la comparaison des contraintes au lieu de rupture entre les essais expérimentaux et les analyses permet de quantifier la contrainte principale maximale nécessaire pour causer un bris, et ce niveau de contrainte peut être utilisé pour conclure si un bris se produit dans les analyses avec les pales de turbine.

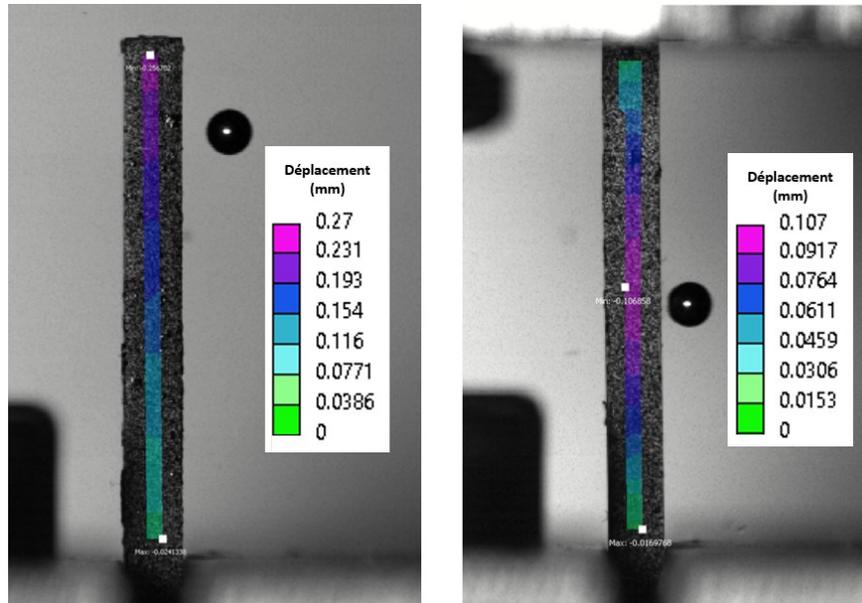
Après la mise en place du modèle de simulation et des matériaux pour les deux cas à l'étude, la sensibilité au maillage des diverses composantes a été ajustée avec un cas d'exemple pour assurer la convergence du modèle tout en optimisant la durée des analyses. À la suite de cette optimisation, les dimensions choisies pour le maillage des composantes sont 0,75 mm pour le modèle en général, et 0,3 mm autour de la zone d'impact, c'est-à-dire dans un rayon de 15 mm autour du point d'impact.

Finalement, plusieurs cas d'essais de tirs ont été reproduits avec ce modèle de simulation dans le but de les comparer aux essais réels et donc de confirmer que les résultats obtenus sont comparables à ceux obtenus durant les essais réels.

#### 4.1.2 Corrélation d'image par ordinateur

Afin de pouvoir comparer les simulations par éléments finis effectuées aux essais d'impact réels effectués au chapitre 3, une méthode de corrélation d'image par ordinateur (*Digital Image Correlation*, DIC) a été utilisée pour pouvoir tirer les valeurs de déplacement des échantillons dans le temps à partir des images de la caméra haute vitesse. Pour se faire, un motif stochastique, c'est-à-dire un motif composé aléatoirement de points noirs et blancs, a été dessiné sur la surface des échantillons avec de la peinture afin d'être filmé par la caméra haute vitesse pendant l'impact. Ce motif peut être utilisé par un logiciel pour reconnaître la position de l'échantillon dans l'image avec une résolution supérieure aux nombres de pixels des images originales, permettant ainsi de calculer assez précisément les déplacements de la cible dans le temps. Ces déplacements peuvent alors être comparés à ceux observés dans les analyses par éléments finis pour voir s'ils sont similaires, et donc confirmer si les modèles de simulation représentent bien ou non les cas d'impacts réels.

Afin de réaliser les analyses de DIC, le logiciel *VIC-2D* a été utilisé. En sélectionnant la zone d'intérêt et en définissant l'échelle réelle de l'image, ce logiciel permet de calculer les déplacements de l'échantillon au fil du temps en se référant au motif stochastique. La figure 4.3 présente des exemples de résultats de DIC obtenus par les analyses de déplacement.



**Figure 4.3 – Exemples des résultats de la déflexion maximale de deux analyses de DIC sur des essais d’impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH7, gauche) et en configuration inversée (EER16, droite)**

#### 4.1.3 Comparaison entre le modèle de simulation et les essais expérimentaux

Afin de comparer les résultats des essais de tirs avec le modèle de simulation, les déplacements d’une dizaine d’échantillons utilisés dans les essais de tirs réels sont calculés par le logiciel *VIC-2D*, et les valeurs maximales obtenues sont comparées avec les valeurs maximales correspondantes dans le modèle d’éléments finis. Le tableau 4.3 présente les résultats de cette comparaison.

Premièrement, on peut voir que le modèle de simulation obtient des déplacements généralement inférieurs à ceux mesurés avec la corrélation d’image par ordinateur. Cette tendance peut s’expliquer par le fait que l’étau ne permet pas de fixer parfaitement l’échantillon en place dans les essais réels comme dans le modèle de simulation, et ce petit jeu au niveau de la fixation permet à l’échantillon de se déplacer un peu plus en réalité lorsque comparé aux analyses. De plus, on peut voir qu’en général, les valeurs de déplacement obtenues pour les essais réels sont assez près des valeurs obtenues par le modèle de simulation (généralement moins de 15 % d’écart), ce qui indique que le modèle utilisé pour simuler les essais d’impact semble pouvoir représenter de façon assez fidèle ce qui se passe dans les échantillons au niveau des déplacements, et par conséquent au niveau des contraintes résultant de ces déplacements.

Tableau 4.3 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations des essais de tirs

No. d'échantillon	Déplacement maximal moyen mesuré (mm)	Déplacement maximal FEA (mm)	Différence (%)
ELH6	0,1695	0,1500	-11,5
ELH7	0,2610	0,1953	-25,1
EEH2	0,0433	0,0404	-6,7
EEH5	0,0767	0,0628	-18,1
EER16	0,0845	0,0764	-9,6
EER17	0,0698	0,0622	-10,6
RR5	0,0818	0,0758	-7,5
EEH13	0,0612	0,0555	-9,5
EEH15	0,0652	0,0604	-7,2
EEH18	0,0631	0,0532	-15,5
EEH22	0,0696	0,0627	-9,7

Pour mieux illustrer la comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations des essais de tir, les résultats des simulations des cas d'exemples de la figure 4.3 sont présentés à la figure 4.4.

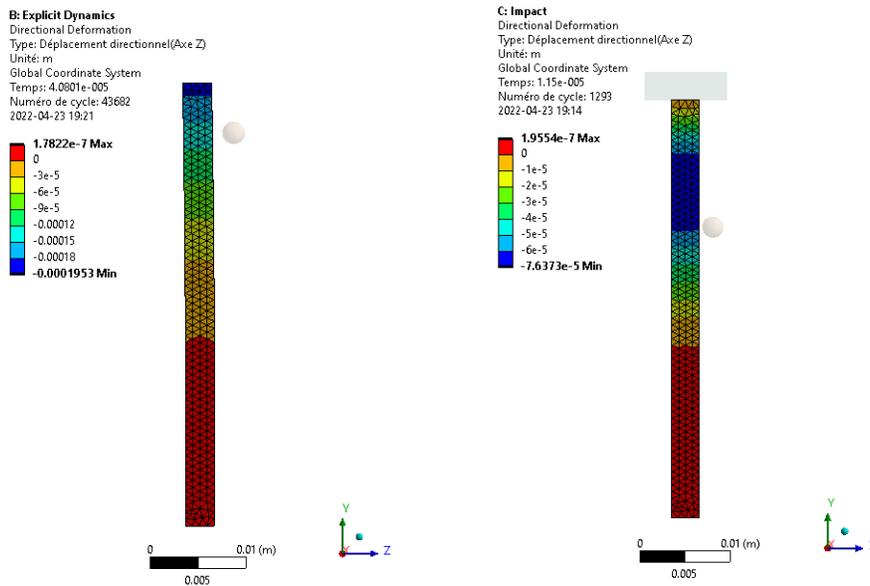


Figure 4.4 – Résultats de la déflexion maximale en simulation d'essais d'impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH, gauche) et en configuration inversée (EER16, droite)

En comparant les deux figures, on peut effectivement voir que le profil de déformation est le même expérimentalement qu'en simulation. De plus, le temps que prend l'échantillon pour passer de sa position de départ au déplacement maximal est du même ordre de grandeur en simulation que lors des essais expérimentaux, ce qui démontre que les conditions limites utilisées dans les analyses sont représentatives de la réalité.

Pour ce qui est du niveau de contrainte limite menant à un bris de l'échantillon, les contraintes principales maximales calculées avec le modèle de simulation pour une dizaine d'essais de tirs ayant résulté en un bris de l'échantillon sont présentées dans le tableau 4.4 ci-dessous.

**Tableau 4.4 – Contraintes maximales simulées pour des essais de tir ayant résulté en une rupture de l'échantillon**

<b>No. d'échantillon</b>	<b>Contrainte principale maximale (MPa)</b>	<b>No. d'échantillon</b>	<b>Contrainte principale maximale (MPa)</b>
ELH9	736,8	EEH14	766,1
EEH7	1107,8	EEH17	816,2
EEH12	872,8	EEH19	732,4
RR3	988,6	EER35	760,0

En général, on peut observer que la contrainte principale maximale menant à un bris tourne autour de la valeur de contrainte maximale en tension du matériau des échantillons, soit 840 MPa (voir tableau 4.1). Cette valeur sera donc utilisée comme la limite de contrainte principale maximale admissible pour les simulations d'impact appliquées sur le modèle de la turbine ICT afin d'estimer la taille limite du projectile auquel les pales de la turbine ICT pourraient résister.

Pour ce qui est de la position où l'on retrouve les contraintes maximales dans les échantillons, on peut voir dans la figure 4.5 que les contraintes maximales sont localisées au niveau de l'étau dans les deux cas à l'étude, ce qui correspond assez bien à la réalité, puisque l'encastrement provoque une concentration de contrainte à cet endroit. Cependant, les valeurs de contraintes à cet endroit sont peu représentatives, car la transition entre la partie fixe et la partie libre de la face de l'échantillon mènent à une valeur de contrainte dépendant fortement de la taille du maillage à cet endroit, et la valeur de cette contrainte tend l'infini avec un maillage de plus en plus fin. On peut aussi voir que des contraintes de compression très élevées sont aussi présentes près de la

zone d'impact pour le cas encastré-encastré, ce qui peut expliquer pourquoi l'initiation des bris se produit à cet endroit dans les essais expérimentaux.

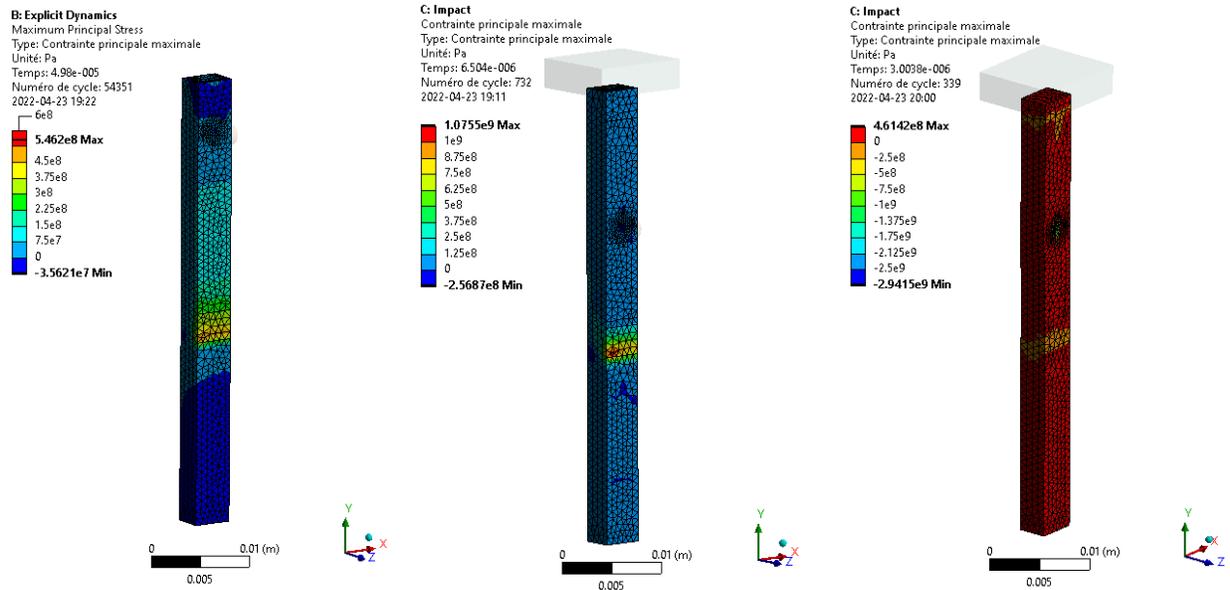
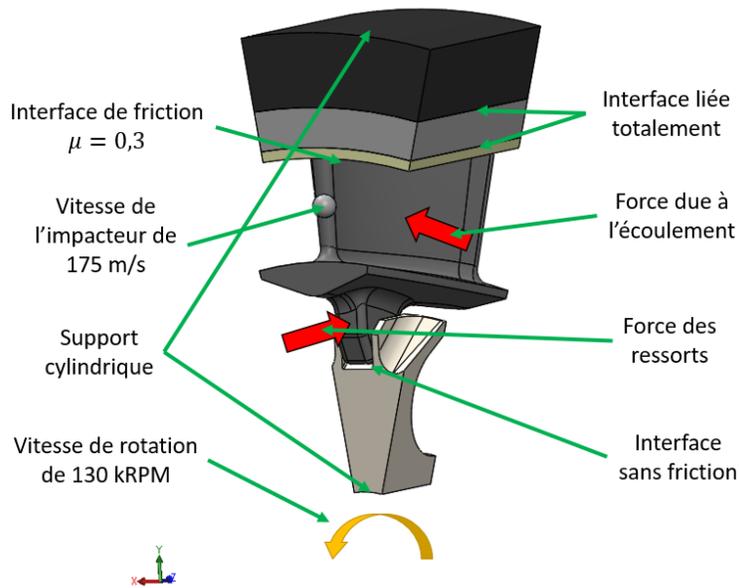


Figure 4.5 - Résultats de la position des contraintes maximale en simulation d'essais d'impact avec des échantillons en configuration traditionnelle (ELH7, gauche) et en configuration inversée (EER16, centre et droite)

## 4.2 Application à la turbine ICT

### 4.2.1 Modèle de simulation complet

Afin d'appliquer le modèle de simulation développé précédemment à un impact de débris sur la turbine ICT, il faut d'abord remplacer la géométrie à l'étude par un modèle 3D de la turbine et reproduire les conditions limites par celles correspondant à la turbine ICT en opération. Les conditions limites utilisées pour modéliser la turbine en opération sont illustrées à la figure 4.6.



**Figure 4.6 – Conditions limites et chargements utilisés pour modéliser la turbine ICT en fonctionnement**

Pour commencer, seulement 1/16 du modèle de la turbine ICT est utilisé pour simuler les contraintes en opération, car la turbine est axisymétrique et l'utilisation d'une condition de symétrie cyclique permet de diminuer drastiquement la taille du modèle tout en donnant des résultats presque identiques à une simulation de la turbine complète. Par la suite, une vitesse de rotation de 130 000 tr/min, correspondant à la vitesse de rotation de la turbine ICT en opération normale, est appliquée à toutes les composantes de la turbine pour répliquer les forces centrifuges agissant sur la turbine. De plus, l'axe du moyeu de la turbine est retenu par une contrainte de support cylindrique pour simuler la présence de l'arbre de la turbine au centre du moyeu. Finalement, des forces sont appliquées sur le pied et sur le côté des pales de turbine afin de simuler l'effet des ressorts présents dans la turbine ainsi que la poussée due à l'écoulement dans la turbine sur les pales.

Pour ce qui est des surfaces en contact entre les composantes, les surfaces de contact entre le pied des pales de turbine et le moyeu central sont considérées comme une interface sans friction, car ces interfaces ne sont généralement pas très sollicitées à cause de la présence du plan de glissement entre les composantes et des forces centrifuges qui tendent à séparer ces surfaces. Ensuite, les surfaces de contact entre le dessus des pales de turbine et la barrière thermique sont définies comme une interface de friction avec un coefficient de friction de 0,3 pour simuler les

forces présentes entre ces deux surfaces. De plus, l'interface entre la barrière thermique et l'anneau de refroidissement est considérée comme complètement liée, car la barrière thermique est collée sur l'anneau en réalité. Finalement, l'interface entre l'anneau de refroidissement et l'anneau de composite est simulée par une interface avec un coefficient de 0,25, en plus d'avoir une interférence de 0,0762 mm (0,003 po) sur le rayon entre les deux composantes comme les composantes réelles.

Pour ce qui est des matériaux utilisés pour simuler les composantes de la turbine ICT, des modèles de matériaux élastiques isotropes sont utilisés, car ces composantes ne devraient pas se déformer plastiquement avec les conditions imposées dans les analyses. Pour ce qui est de l'anneau de composite, cette composante présente des propriétés mécaniques anisotropes en réalité, mais un modèle isotrope est utilisé dans l'analyse, car il permet d'obtenir des déplacements similaires à ceux d'un modèle anisotrope dans l'assemblage de la turbine sans complexifier l'analyse. Le tableau 4.5 présente les propriétés mécaniques utilisées pour simuler les différentes composantes de la turbine autre que les pales.

**Tableau 4.5 – Propriétés mécaniques utilisées pour simuler les matériaux des composantes de la turbine ICT [53]–[55]**

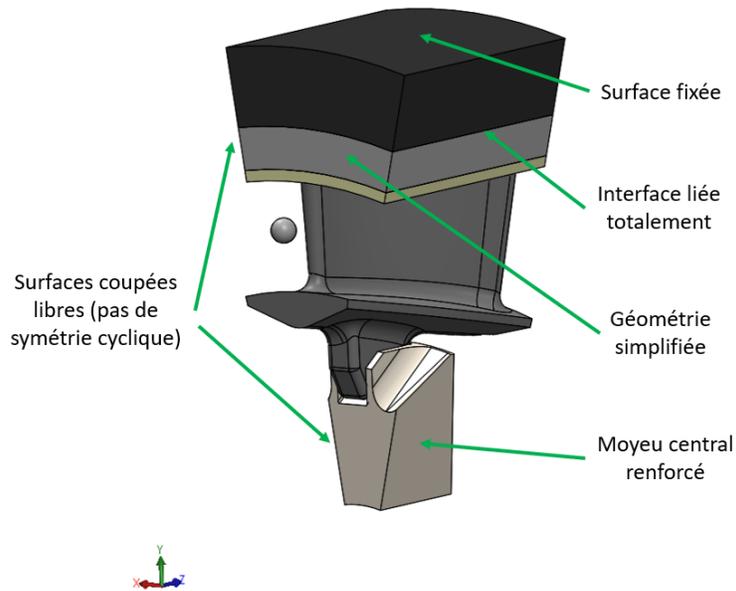
Composante	Matériau	Propriété Mécanique	Valeur	Unités
Anneau de rétention	Fibre de Carbone (Hexcel IM7)	Module de Young [E]	164	GPa
		Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,3	-
		Densité [ $\rho$ ]	1570	kg/m <sup>3</sup>
Anneau de refroidissement	Titane (Ti-6242)	Module de Young [E]	114	GPa
		Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,32	-
		Densité [ $\rho$ ]	4540	kg/m <sup>3</sup>
Barrière thermique	<i>Thermal Barrier Coating</i> (TBC)	Module de Young [E]	20	GPa
		Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,04	-
		Densité [ $\rho$ ]	5147	kg/m <sup>3</sup>
Moyeu Central	Inconel (In718)	Module de Young [E]	203	GPa
		Coefficient de Poisson [ $\nu$ ]	0,29	-
		Densité [ $\rho$ ]	8220	kg/m <sup>3</sup>

Après la mise en place du modèle, la sensibilité au maillage des composantes a été ajustée, surtout au niveau des pales de turbine, pour assurer la convergence du modèle tout en optimisant la durée des analyses. En général, la taille du maillage est de 1,5 mm, sauf pour les pales et le projectile qui ont une taille de maillage de 0,5 mm en général et de 0,375 mm pour les surfaces près de la zone de contact afin de mieux capturer ce qui se passe à ces endroits.

Ce modèle permet alors d'estimer les contraintes présentes dans la pale en opération de façon assez rapide et précise, mais il ne peut malheureusement pas être utilisé tel quel dans le module de simulation explicite dynamique d'*ANSYS Workbench*. En effet, ce module ne prend pas en charge les contraintes de symétrie cyclique dans ces analyses, ce qui n'est pas idéal. Deux solutions peuvent alors être utilisées pour contourner cette restriction : effectuer les analyses sur un modèle complet de la turbine ICT (sans symétrie cyclique), ou plutôt modifier les conditions limites appliquées sur la section de 1/16 de la turbine ICT utilisée précédemment afin d'obtenir un état de contrainte similaire à celui obtenu avec l'analyse comportant la symétrie cyclique. Puisque le temps de calcul est un paramètre crucial lorsqu'on souhaite faire un plan d'expériences avec plusieurs analyses, l'utilisation d'un modèle simplifié qui n'utilise pas la symétrie cyclique semble la meilleure solution dans ce cas. Ce modèle sera assurément moins représentatif des conditions d'un impact réel sur la turbine ICT, mais il permettra tout de même de cibler les points critiques d'impact sur les pales de la turbine ICT ainsi que d'estimer la taille limite de projectile sphérique auquel la turbine pourrait résister. Le modèle de simulation avec la turbine complète pourra alors être utilisé pour recréer le cas limite trouvé par l'analyse simplifié à des fins de validation.

#### 4.2.2 Modèle de simulation simplifié

Le modèle simplifié développé pour être utilisé dans le plan d'expériences comporte quelques différences avec le modèle comportant la contrainte de symétrie cyclique. Ces différences sont illustrées à la figure 4.7.

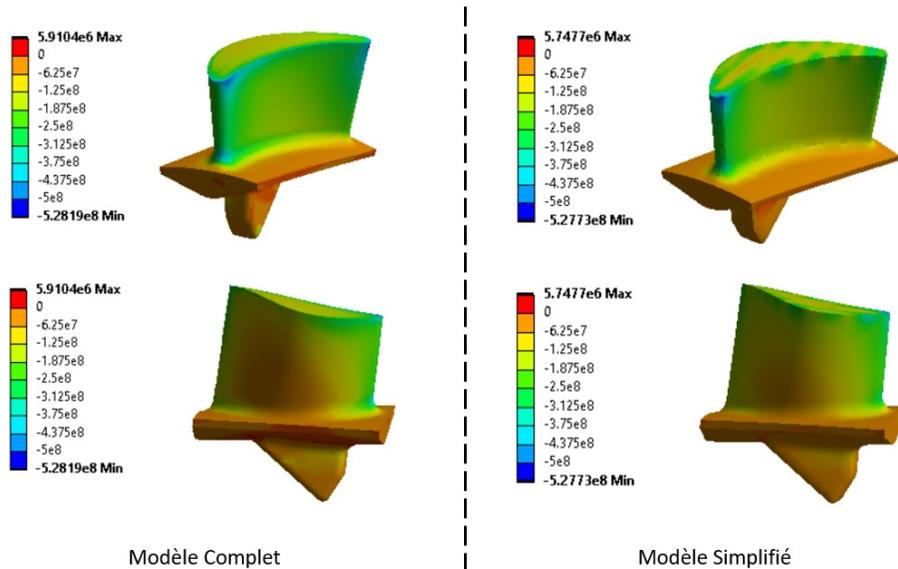


**Figure 4.7 – Différences présentes dans le modèle simplifié comparé au modèle complet de la turbine ICT**

Outre le retrait de la contrainte de symétrie cyclique dans le modèle, la première différence avec le modèle comportant la symétrie cyclique est l'utilisation d'un anneau de refroidissement simplifié dans le modèle au lieu du modèle de la pièce réelle comme dans l'analyse précédente. Ce changement permet de réduire significativement le nombre d'éléments nécessaires pour simuler adéquatement le comportement de cette composante (réduction de 36 % au total), réduisant par conséquent le temps de calcul de l'analyse. Afin de tenir compte de la différence de masse et de rigidité entre l'anneau de refroidissement réel et l'anneau plein, la masse volumique ainsi que la rigidité (module de Young) du matériau utilisé pour cette composante ont été ajustées au prorata de la différence de volume entre les deux composantes. La deuxième différence est que l'interface entre l'anneau de refroidissement et l'anneau de rétention est fixée au lieu d'être une interface de friction avec une interférence pour simplifier le modèle. La troisième différence est le renforcement du moyeu central dans le modèle afin de combattre la flexion de la section causée par le retrait de la contrainte de symétrie cyclique du modèle. Finalement, la dernière différence est que la surface supérieure de l'anneau de rétention est fixée afin de retenir les composantes et de remplacer la contrainte de symétrie cyclique.

En général, l'état de contrainte des pales de turbine obtenu par ce modèle de simulation simplifié est plutôt similaire à celui du modèle de simulation comportant la contrainte de symétrie

cyclique. La figure 4.8 illustre les différences entre les états de contrainte calculés des pales de la turbine ICT pour les deux modèles de simulation.



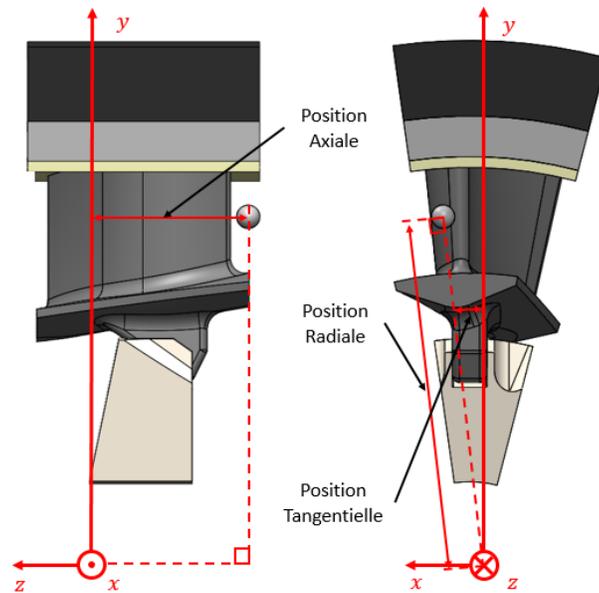
**Figure 4.8 – Comparaison entre les contraintes principales minimales calculées dans les pales de turbine en céramique en opération pour le modèle de simulation complet (gauche) et simplifié (droite)**

En effet, on peut voir que malgré les différentes conditions limites appliquées au modèle simplifié, il permet tout de même de bien simuler les contraintes de compression présentes dans les pales pendant l’opération de la turbine, et donc des simulations d’essais d’impact utilisant ce modèle permettront d’obtenir des résultats similaires au modèle de simulation complet avec des temps de calcul réduits. Cette diminution permet alors l’utilisation d’un plan d’expériences plus détaillé afin d’évaluer le pire cas d’impact auquel la turbine ICT devrait pouvoir résister. Ce cas d’impact pourra finalement être répliqué avec le modèle complet pour vérifier les résultats obtenus.

#### 4.2.3 Plan d’expériences

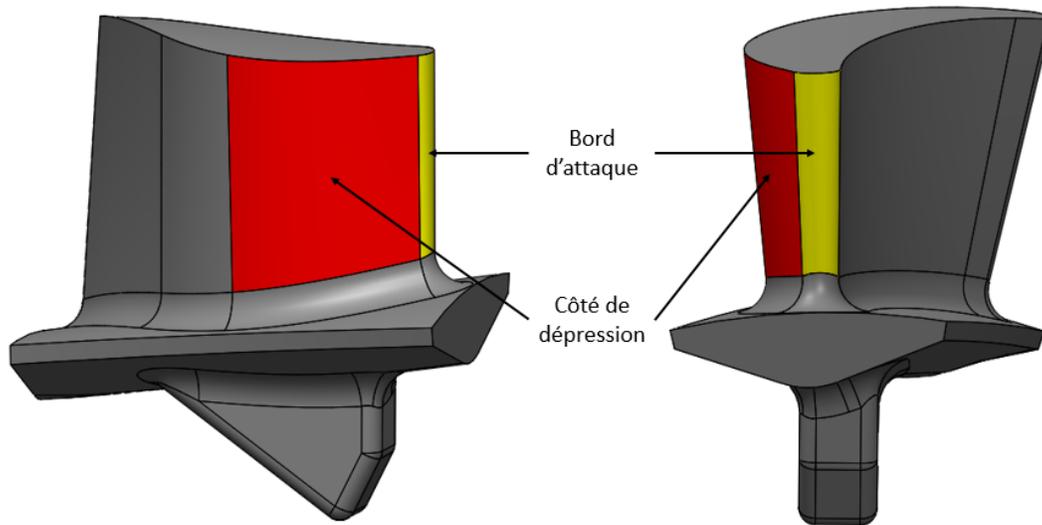
Afin de pouvoir estimer la taille minimale d’un débris qui endommagerait les pales de la turbine ICT, un plan d’expériences (*Design of Experiments*, DOE) sera réalisé. Dans un premier temps, un projectile avec des paramètres fixes est utilisé pour frapper la pale en céramique. Sa vitesse est fixée à 175 m/s, ce qui correspond à une approximation de la vitesse de l’écoulement dans la turbine lorsqu’elle tourne à 130 000 tr/min. De plus, il est de forme sphérique, fabriqué en acier AISI 52100, et son diamètre est fixé à 1,59 mm (1/16 po). Par la suite, la position initiale de ce

projectile (radiale, tangentielle et axiale) est paramétrée dans le modèle de simulation afin de faire varier la position du point d'impact, et la valeur de contrainte principale maximale près du lieu de l'impact est recueillie pour chacun de ces sites d'impact afin d'évaluer l'étendue des dégâts. La méthode d'implémentation des paramètres permettant de contrôler la position initiale du projectile dans le modèle de simulation est présentée dans la figure 4.9.



**Figure 4.9 – Implémentation des paramètres régissant la position initiale de l'impacteur dans le modèle de simulation**

Afin d'obtenir l'ensemble des sites d'impact possible sur les pales de turbine, il aurait été possible de fixer une valeur pour la position axiale et de ne faire varier que la position radiale et tangentielle du projectile. Cependant, cette méthode mène à de longs intervalles dans lesquels le projectile ne frappe pas la cible pour certains cas, et ces intervalles plus longs obligent à allonger la durée simulée de l'impact pour toutes les instances du modèle, ce qui n'est pas optimal au niveau du temps de calcul. Afin d'éviter ce problème, la position axiale du projectile est utilisée de façon astucieuse afin de réduire au minimum ces intervalles. Pour commencer, l'ensemble des sites d'impact possibles a été divisé en 2 groupes distincts ; les sites d'impact sur le bord d'attaque et les sites d'impact sur le côté de dépression de la pale. Les positions de ces deux groupes sur les pales de turbine sont illustrées à la figure 4.10.



**Figure 4.10 – Localisation des deux groupes de sites d’impact possibles sur les pales de la turbine ICT**

Par la suite, des ensembles de paramètres de position différents ont été utilisés pour les deux groupes. Pour le bord d’attaque, la position axiale a été fixée, car la face de la pale est à une distance axiale similaire pour tous les sites d’impact, et seulement les positions radiales et tangentiels varient. Pour le côté en dépression de la pale, la position tangentielle du projectile a été définie en fonction de la position axiale du projectile afin de pouvoir suivre le profil de la pale et ainsi limiter l’intervalle de temps sans contact. Les plages de variation des paramètres de position pour les deux groupes ainsi que l’équation utilisée pour calculer la position tangentielle pour le deuxième groupe sont présentées dans le tableau 4.6.

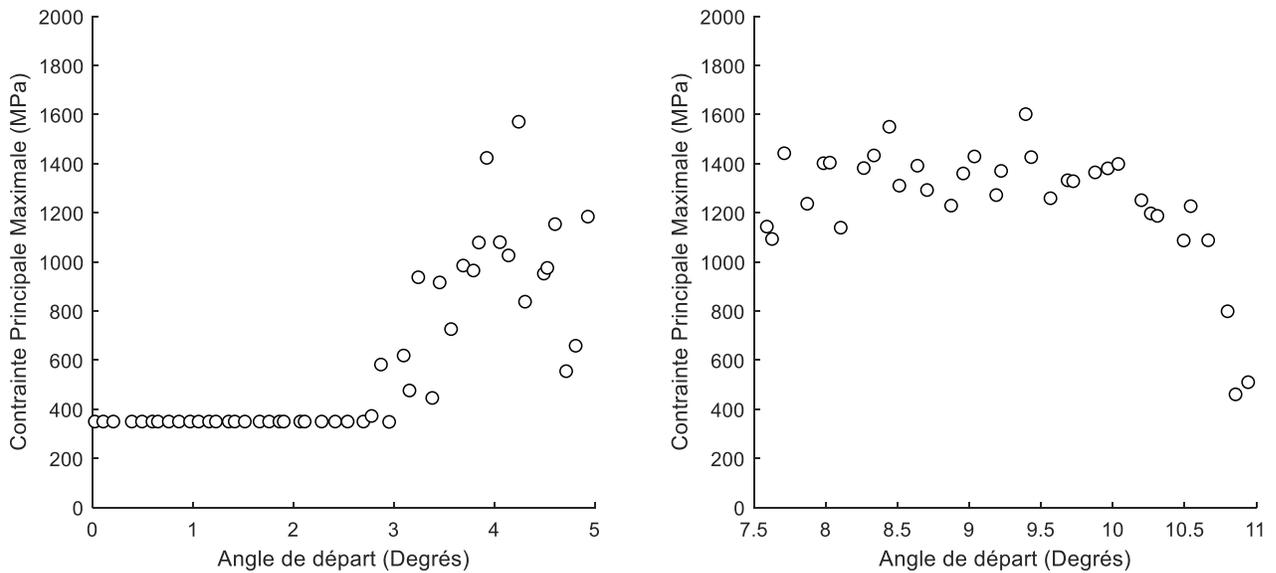
**Tableau 4.6 – Plage de variation des paramètres de position initiale utilisés pour l’impacteur dans le modèle de simulation**

Paramètre	Cas #1	Cas #2
Position radiale ( $P_r$ , mm)	22,5 – 28,0	22,5 – 28,0
Position axiale ( $P_a$ , mm)	-9,75	-9,75 – -2,75
Position tangentielle ( $P_t$ , °)	0,0 – 5,0	7,5 – 12,5 $\left[ 7,5 + 5,0 * \left[ 1 - \left( \frac{P_a - 2,75}{7,00} \right) \right] \right]$

À la suite de la collecte de ces données, la région ayant donné lieu aux contraintes principales maximales les plus élevées sera considérée comme la région d'impact critique pour les pales de turbine en céramique de la turbine ICT, et ce site d'impact sera alors utilisé pour caractériser l'effet de la taille de l'impacteur sur l'intensité des contraintes principales maximales subies par la pale lors de l'impact. Pour ce faire, la position de l'impact est fixée à ce point critique d'impact, et le diamètre du projectile sera itéré dans le modèle de simulation avec la turbine complète afin de trouver le diamètre critique de projectile qui induit suffisamment de contraintes dans les pales de turbine pour mener à un bris potentiel de la turbine ICT.

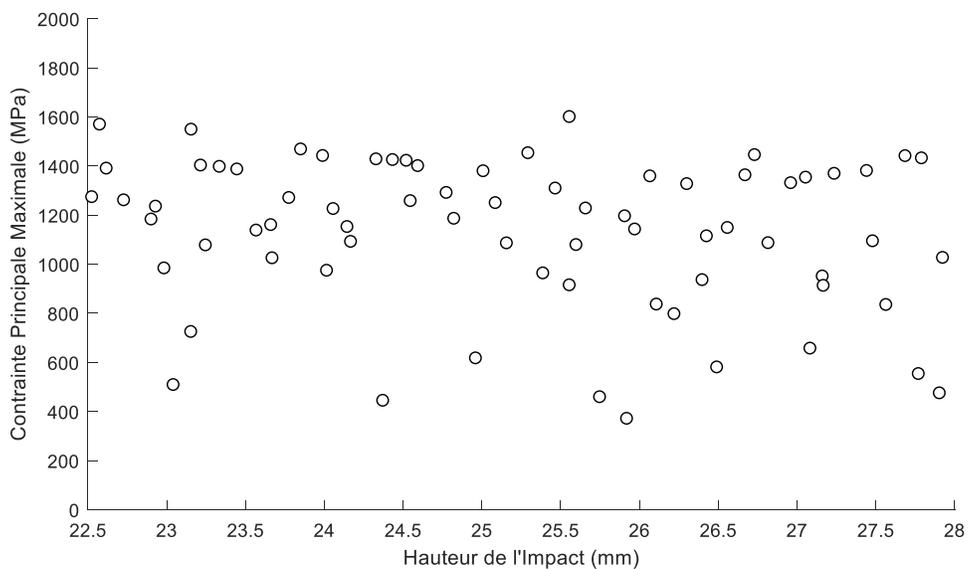
#### 4.2.4 Résultats du plan d'expériences

Pour commencer, la position tangentielle de l'impact a un effet significatif sur les contraintes induites dans la pale de turbine. En effet, les résultats tirés du plan d'expériences démontrent que pour des angles de tir faibles, le projectile manque complètement la pale et viennent frapper la pale suivante de la turbine. Lorsque l'angle de tir devient suffisamment grand pour frapper la pale (plus de 3 degrés), la contrainte principale maximale induite dans la pale par le projectile augmente graduellement avec l'augmentation de l'angle du tir. Cela s'explique par le fait que plus l'angle de départ du tir est élevé, plus la position du tir se retrouve loin sur le bord d'attaque ou le côté de dépression, et plus le projectile subit un changement de direction important lors de l'impact. Un changement de direction plus important implique une collision plus sévère entre le projectile et la pale, ce qui explique l'augmentation de la contrainte principale maximale induite dans la pale. Pour des angles de tir entre 5 et 10 degrés, le projectile frappe la pale sur la partie relativement perpendiculaire au projectile du bord d'attaque et côté de dépression, ce qui cause une grande redirection du projectile, et donc des contraintes élevées. Puisque l'angle de redirection du projectile est plutôt constant dans cet intervalle, la contrainte principale maximale reste assez constante et atteint un sommet. Finalement, lorsque l'angle de départ dépasse les 10 degrés, le projectile se retrouve à frapper la pale après la face perpendiculaire du côté de dépression, et la contrainte principale maximale induite dans la pale se remet à diminuer à cause du niveau de redirection moins élevé. La figure 4.11 présente les résultats du plan d'expériences pour l'effet de la position tangentielle sur la contrainte principale maximale induite dans la pale.



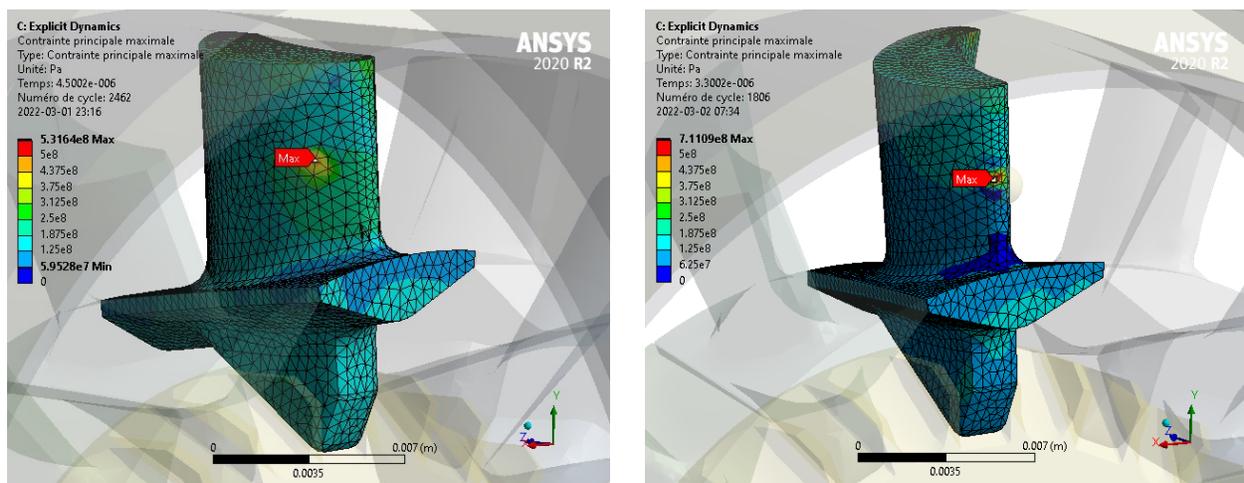
**Figure 4.11 – Effet de la position tangentielle du tir sur la contrainte principale maximale induite dans une pale de la turbine ICT**

Pour ce qui est de la position radiale de l'impact, cette variable a très peu d'influence sur les contraintes induites dans la pale de turbine par le projectile. En effet, les résultats tirés du plan d'expériences montrent qu'aucune tendance significative ne semble lier la position radiale et la contrainte principale maximale, comme le montre la figure 4.12.



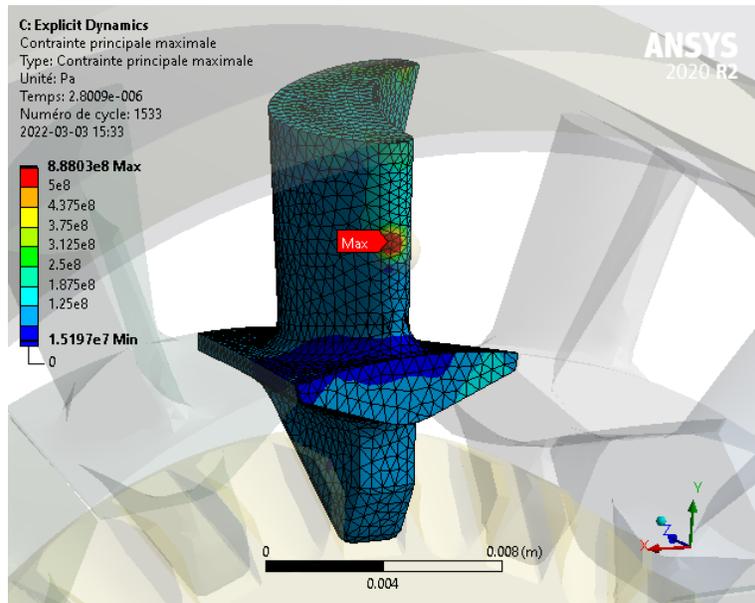
**Figure 4.12 – Effet de la position radiale du tir sur la contrainte principale maximale induite dans une pale de la turbine ICT**

Les résultats obtenus par le plan d'expériences indiquent donc que la région critique d'impact pour les pales de la turbine ICT est assez étendue, allant de la fin du bord d'attaque jusqu'au milieu du côté de dépression, et ce peu importe la hauteur de l'impact. Cependant, le modèle simplifié utilisé dans le plan d'expériences comporte un problème majeur lorsqu'il est comparé au modèle complet : il ne considère qu'une seule pale à la fois. Dans le modèle de turbine complète, la partie de la base des pales qui empêchent l'écoulement de la turbine de fuir vers l'axe est en contact avec les autres pales de la turbine, ce qui offre un support supplémentaire lors d'un impact sur le côté de dépression, et par conséquent aide à diminuer les contraintes induites par le projectile. Il n'est cependant pas possible de simuler ce type de contact dans le module d'analyse explicite dynamique pour le modèle simplifié pour capturer l'effet de ce phénomène. Il peut toutefois être observé en comparant les contraintes principales maximales induites dans le modèle de simulation complet pour un impact au centre du côté de dépression et un impact au centre du bord d'attaque. La figure 4.13 illustre les résultats de cette comparaison. On peut notamment observer que la contrainte principale maximale est 34 % plus élevée pour le tir au milieu du bord d'attaque comparé à un tir au milieu du côté de dépression, indiquant que le support offert par le contact de la base des pales a un effet significatif sur la contrainte principale maximale induite dans les pales de la turbine ICT. Par conséquent, on peut aussi conclure que la véritable région critique d'impact pour les pales de la turbine ICT est seulement composée du bord d'attaque de la pale.



**Figure 4.13 – Comparaison d'un impact similaire au centre du côté de dépression (gauche) et au centre du bord d'attaque (droite) effectué avec le modèle de turbine complet**

Finalement, en itérant sur le diamètre du projectile pour l'impact au milieu du bord d'attaque pour le modèle complet, on observe qu'un projectile de 1,7 mm de diamètre induit des contraintes maximales principales de 888 MPa, ce qui correspond à un peu plus que la limite ultime en traction des pales de turbine de 840 MPa (voir tableau 4.1). La figure 4.14 illustre les résultats de l'analyse d'impact avec le projectile de 1,7 mm de diamètre.



**Figure 4.14 – Impact d'un projectile de 1,7 mm au centre du bord d'attaque d'une pale de la turbine ICT dans le modèle de turbine complet**

### 4.3 Conclusion du modèle de simulation

En conclusion, le modèle de simulation développé afin de simuler des essais d'impacts sur la turbine ICT a permis de trouver que les pales en céramique dans la configuration actuelle devraient être en mesure de résister à des impacts de débris en acier dur d'une taille jusqu'à environ 1,7 mm de diamètre à une vitesse de 175 m/s (vitesse estimée de l'écoulement dans la turbine ICT) sans subir de dommage structurel, ce qui correspond à l'ordre de grandeur des projectiles utilisés pour simuler des cas d'impacts limites dans les études de turbine à gaz traditionnelles. De plus, il a aussi permis de conclure que le point d'impact critique des pales de la turbine ICT se trouvait au niveau de leur bord d'attaque. Finalement, la calibration du modèle de simulation avec les résultats expérimentaux vient permettre d'appuyer et de confirmer la validité de ces résultats.

Au final, il reste tout de même beaucoup d'incertitudes autour des résultats donnés par ce modèle de simulation. Il serait important de réaliser des essais expérimentaux d'impact effectués directement sur la turbine ICT dans le futur afin de venir confirmer de façon plus certaine les résultats obtenus par le modèle de simulation.

## CHAPITRE 5 CONCLUSION

Pour vérifier la viabilité à long terme du concept de la turbine ICT, il était nécessaire d'évaluer la résistance aux impacts des pales de turbine en céramique monolithique pour vérifier si l'endommagement par FOD/DOD pouvait être un facteur limitant. Théoriquement, les conditions limites ainsi que la précompression appliquée sur les pales de turbine par cette configuration devraient aider à augmenter leur résistance aux impacts, lorsque comparé à une configuration plus traditionnelle de turbine à gaz, mais aucune étude précédente n'a été réalisée pour quantifier l'ordre de grandeur de ce potentiel gain de résistance aux impacts. De plus, même si un gain significatif de résistance aux impacts était amené par la configuration inversée, il était difficile de savoir si cette différence était suffisante pour assurer la viabilité des pales en céramique à long terme dans la turbine ICT. Par l'entremise d'essais expérimentaux et du développement d'un modèle de simulation basé sur les résultats de ces essais, plusieurs conclusions ont pu être tirées pour répondre à ces questions :

- Les conditions limites des pales de turbine dans la configuration inversée de l'ICT permettent d'augmenter significativement leur résistance aux impacts par rapport à une configuration traditionnelle de turbine à gaz ;
- L'augmentation de la précontrainte de compression appliquée par la configuration inversée influence positivement la résistance aux impacts des pales en céramique ;
- Les pales de la turbine ICT devraient être en mesure de résister à des débris en acier jusqu'à environ 1,7 mm de diamètre sans subir de bris, ce qui correspond à des débris d'assez grande taille en se basant sur les impacteurs utilisés pour répliquer des cas de FOD/DOD dans les études consacrées aux turbines à gaz traditionnelles.

Ce projet de recherche a donc permis de vérifier que la configuration inversée de la turbine ICT était effectivement un bon moyen d'augmenter la résistance aux impacts de pales de turbine en céramique, et aussi d'avoir une meilleure confiance sur la viabilité à long terme d'une microturbine avec des pales en céramique. Cependant, ces travaux ne sont que le début de la caractérisation des effets des FOD/DOD sur les pales de turbine en céramique, et plusieurs autres

études devront être effectuées dans le futur pour explorer davantage l'effet d'évènements de FOD/DOD sur les pales de turbine en céramique, notamment :

- Des essais d'impacts réels sur un prototype de turbine en marche pour confirmer les résultats obtenus par cette étude ;
- L'évaluation de l'effet de multiples impacts de plus petite magnitude sur l'intégrité structurelle des pales ;
- L'évaluation de l'effet à long terme d'un impact sur la durée de vie en fatigue de la pale de turbine (statique et dynamique).

A partir de ces résultats, il faudrait idéalement construire un modèle plus général du problème pouvant expliquer les résultats obtenus et qui pourrait servir à optimiser la géométrie des pales de turbine en céramique en fonction de la résistance aux impacts. Pour se faire, l'utilisation de logiciels de simulation de propagation de fissures tel que NASGRO devrait être explorée afin de venir compléter l'approche par éléments finis.

## LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] EIA, « EIA Projects Nearly 50% Increase in World Energy Usage by 2050, Led by Growth in Asia », 2019. <https://www.eia.gov/todayinenergy/detail.php?id=41433> (consulté le déc. 13, 2021).
- [2] U. Desideri, « Fundamentals of Gas Turbine Cycles: Thermodynamics, Efficiency and Specific Power », dans *Modern Gas Turbine Systems*, P. Jansohn, Éd. Woodhead Publishing, 2013, p. 44-85. doi: 10.1533/9780857096067.1.44.
- [3] C. Rodgers, « Some Effects of Size on the Performances of Small Gas Turbines », présenté à ASME Turbo Expo 2003 : Power for Land, Sea and Air, Atlanta, GA, USA, juin 2003. doi: 10.1115/GT2003-38027.
- [4] The American Ceramic Society, « Structure and Properties of Ceramics », 2018. <https://ceramics.org/about/what-are-engineered-ceramics-and-glass/structure-and-properties-of-ceramics> (consulté le déc. 13, 2021).
- [5] C. Landry, P. K. Dubois, N. Courtois, F. Charron, M. Picard, et J.-S. Plante, « Development of an Inside-Out Ceramic Turbine », présenté à ASME Turbo Expo 2016: Turbomachinery Technical Conference and Exposition, Seoul, South Korea, juin 2016. doi: 10.1115/GT2016-57041.
- [6] D. Thibault, P. K. Dubois, B. Picard, A. Landry-Blais, J.-S. Plante, et M. Picard, « Experimental Assessment of a Sliding-Blade Inside-Out Ceramic Turbine », *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 143, n° 5, mars 2021, doi: 10.1115/1.4049303.
- [7] J. Sawyer, *Sawyer's Turbomachinery Maintenance Handbook*, 1<sup>re</sup> éd., vol. 1. Turbomachinery International Publications, 1980.
- [8] T. Giampaolo, *The Gas Turbine Handbook: Principles and Practices*. The Fairmount Press, Inc., 2003.
- [9] S. R. Thompson, J. J. Ruschau, et T. Nicholas, « Influence of Residual Stresses on High Cycle Fatigue Strength of Ti-6Al-4V Subjected to Foreign Object Damage », *Int. J. Fatigue*, vol. 23, p. 405-412, 2001, doi: 10.1016/S0142-1123(01)00166-9.
- [10] J. L. Hamrick II, « Effects of Foreign Object Damage from Small Hard Particles on the High-Cycle Fatigue Life of Titanium-(6)Aluminum-(4)Vanadium », 1999. Consulté le: mai 18, 2020. [En ligne]. Disponible à: <http://adsabs.harvard.edu/abs/1999PhDT.....215H>
- [11] R. O. Ritchie, B. L. Boyce, J. P. Campbell, O. Roder, A. W. Thompson, et W. W. Milligan, « Thresholds for High-Cycle Fatigue in a Turbine Engine Ti-6Al-4V Alloy », *Int. J. Fatigue*, vol. 21, n° 7, p. 653-662, août 1999, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00024-9.
- [12] D. Nowell, P. Duó, et I. F. Stuart, « Prediction of Fatigue Performance in Gas Turbine Blades after Foreign Object Damage », *Int. J. Fatigue*, vol. 25, n° 9-11, p. 963-969, sept. 2003, doi: 10.1016/S0142-1123(03)00160-9.
- [13] J. Ruschau, S. R. Thompson, et T. Nicholas, « High Cycle Fatigue Limit Stresses For Airfoils Subjected to Foreign Object Damage », *Int. J. Fatigue*, vol. 25, n° 9-11, p. 955-962, sept. 2003, doi: 10.1016/S0142-1123(03)00135-X.
- [14] P. G. Frankel, P. J. Withers, M. Preuss, H.-T. Wang, J. Tong, et D. Rugg, « Residual Stress Fields after FOD Impact on Flat and Aerofoil-Shaped Leading Edges », *Mech. Mater.*, vol. 55, p. 130-145, déc. 2012, doi: 10.1016/j.mechmat.2012.08.007.

- [15] M. F. Ashby et D. R. H. Jones, « Ceramics », dans *Engineering Materials 2*, Elsevier, 2013, p. 299-312. doi: 10.1016/B978-0-08-096668-7.00017-6.
- [16] R. Danzer, T. Lube, P. Supancic, et R. Damani, « Fracture of Ceramics », *Adv. Eng. Mater.*, vol. 10, n° 4, p. 275-298, avr. 2008, doi: 10.1002/adem.200700347.
- [17] B. Lawn, *Fracture of Brittle Solids*, 2<sup>e</sup> éd. Cambridge University Press, 1993.
- [18] J. Maierhofer, H.-P. Gänser, et R. Pippan, « Modified Kitagawa–Takahashi Diagram Accounting for Finite Notch Depths », *Int. J. Fatigue*, vol. 70, p. 503-509, janv. 2015, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2014.07.007.
- [19] R. O. Ritchie, « Mechanisms of Fatigue Crack Propagation in Metals, Ceramics and Composites : Role of Crack Tip Shielding », *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 103, n° 1, p. 15-28, août 1988, doi: 10.1016/0025-5416(88)90547-2.
- [20] R. D. Johnston, R. D. Chipman, et W. J. Knapp, « Prestressed Ceramics as a Structural Material », *J. Am. Ceram. Soc.*, vol. 36, n° 4, p. 121-126, avr. 1953, doi: 10.1111/j.1151-2916.1953.tb12848.x.
- [21] H. P. Kirchner et R. M. Gruver, « Localized Impact Damage in Stressed Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> », *Mater. Sci. Eng.*, vol. 34, n° 1, p. 25-31, juin 1978, doi: 10.1016/0025-5416(78)90005-8.
- [22] D. A. Shockey, D. C. Erlich, et K. C. Dao, « Particle Impact Damage in Silicon Nitride at 1400°C », *J. Mater. Sci.*, vol. 16, n° 2, p. 477-482, févr. 1981, doi: 10.1007/BF00738639.
- [23] S. R. Choi, « Foreign Object Damage Behavior in a Silicon Nitride Ceramic by Spherical Projectiles of Steels and Brass », *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 497, n° 1-2, p. 160-167, déc. 2008, doi: 10.1016/j.msea.2008.06.041.
- [24] S. R. Choi, « Foreign Object Damage Phenomenon by Steel Ball Projectiles in a SiC/SiC Ceramic Matrix Composite at Ambient and Elevated Temperatures », *J. Am. Ceram. Soc.*, vol. 91, n° 9, p. 2963-2968, sept. 2008, doi: 10.1111/j.1551-2916.2008.02498.x.
- [25] General Electric, *Ceramic Matrix Composites (CMC) Impact Test*.
- [26] D. A. Woodford, D. R. Van Steele, J. A. Brehm, L. A. Timms, et J. E. Palko, « Testing the tensile properties of ceramic-matrix composites », *J. Miner. Met. Mater. Soc.*, vol. 45, n° 5, p. 57-63, mai 1993, doi: 10.1007/BF03223222.
- [27] J. R. Kidwell et D. M. Kreiner, « AGT 101: Advanced Gas Turbine Technology Update », Volume 1: Aircraft Engine; Marine; Turbomachinery; Microturbines and Small Turbomachinery, mars 1985. doi: 10.1115/85-GT-177.
- [28] B. Schenk, « Ceramic Turbine Engine Demonstration Project: A Summary Report », *Transactions of the ASME*, vol. 124, 2002.
- [29] M. L. Easley et J. R. Smyth, « Ceramic Gas Turbine Technology Development », *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 117, n° 4, p. 783-791, oct. 1995, doi: 10.1115/1.2815465.
- [30] I. Takehara, I. Inobe, T. Tatsumi, Y. Ichikawa, et H. Kobayashi, « Research and Development of Ceramic Gas Turbine (CGT302) », *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 120, n° 1, p. 186-190, janv. 1998, doi: 10.1115/1.2818074.
- [31] R. Kochendoerfer, « Compression Loaded Ceramic Turbine Rotor », présenté à AGARD Conference No. 276 - Ceramics for Turbine Engine Applications, mars 1980.
- [32] P. J. Coty, « Compression Structured Ceramic Turbine Rotor Concept », dans *Ceramics for High-Performance Applications III: Reliability*, E. M. Lenoe, R. N. Katz, et J. J. Burke, Éd. Boston, MA: Springer US, 1983, p. 427-441. doi: 10.1007/978-1-4684-3965-6\_25.

- [33] P. K. Dubois, C. Landry, D. Thibault, J.-S. Plante, M. Picard, et B. Picard, « Benefits and Challenges of the Inside-Out Ceramic Turbine: An Experimental Assessment », *J. Propuls. Power*, p. 1-8, août 2021, doi: 10.2514/1.B38004.
- [34] A. Gauvin-Verville, P. K. Dubois, B. Picard, A. Landry-Blais, J.-S. Plante, et M. Picard, « Proof-of-Concept of a Thermal Barrier Coated Titanium Cooling Layer for an Inside-Out Ceramic Turbine », *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 143, n° 11, oct. 2021, doi: 10.1115/1.4052021.
- [35] J. Silvestre, N. Silvestre, et J. de Brito, « An Overview on the Improvement of Mechanical Properties of Ceramics Nanocomposites », *J. Nanomater.*, vol. 2015, 2015, doi: 10.1155/2015/106494.
- [36] P. K. Dubois, M. Picard, et B. Picard, « 100-Hour Test of an Inside-Out Ceramic Turbine Rotor at Operating Conditions », présenté à ASME Turbo Expo 2022 : Turbomachinery Technical Conference and Exposition, ASME Paper No. GT2022-79194, Rotterdam, the Netherlands, juin 2022.
- [37] J. R. Price, O. Jimenez, L. Faulder, B. Edwards, et V. Parthasarathy, « Ceramic Stationary Gas Turbine Development Program—Fifth Annual Summary », *J. Eng. Gas Turbines Power*, vol. 121, n° 4, p. 586-592, oct. 1999, doi: 10.1115/1.2818512.
- [38] Y. Akimune, Y. Katano, et K. Matoba, « Spherical-Impact Damage and Strength Degradation in Silicon Nitrides for Automobile Turbocharger Rotors », *J. Am. Ceram. Soc.*, vol. 72, n° 8, p. 1422-1428, août 1989, doi: 10.1111/j.1151-2916.1989.tb07664.x.
- [39] H. Tsuruta, M. Masuda, T. Soma, et M. Matsui, « Foreign Object Damage Resistance of Silicon Nitride and Silicon Carbide », *J. Am. Ceram. Soc.*, vol. 73, n° 6, p. 1714-1718, juin 1990, doi: 10.1111/j.1151-2916.1990.tb09818.x.
- [40] H. P. Kirchner et R. M. Gruver, « Localized Impact Damage in Stressed Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> », *Materials Science and Engineering*, p. 25-31, 1978.
- [41] Y. Bao, S. Su, J. Yang, et Q. Fan, « Prestressed Ceramics and Improvement of Impact Resistance », *Mater. Lett.*, vol. 57, n° 2, p. 518-524, déc. 2002, doi: 10.1016/S0167-577X(02)00822-4.
- [42] A. Bazergui, T. Bui-Quoc, A. Biron, G. McIntyre, et C. Laberge, *Résistance des matériaux*, 3<sup>e</sup> éd. Montréal: Presses Internationales Polytechnique, 2002.
- [43] K. L. Johnson, « One Hundred Years of Hertz Contact », *Proc. Inst. Mech. Eng.*, vol. 196, n° 1, p. 363-378, juin 1982, doi: 10.1243/PIME\_PROC\_1982\_196\_039\_02.
- [44] B. Bhushan, « Contact Between Solid Surfaces », dans *Introduction to Tribology*, John Wiley & Sons, Ltd, 2013, p. 91-155. doi: 10.1002/9781118403259.ch3.
- [45] M. H. Bocanegra-Bernal et B. Matovic, « Mechanical Properties of Silicon Nitride-Based Ceramics and its Use in Structural Applications at High Temperatures », *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 527, n° 6, p. 1314-1338, mars 2010, doi: 10.1016/j.msea.2009.09.064.
- [46] C28 Committee, « Test Method for Flexural Strength of Advanced Ceramics at Ambient Temperature », ASTM International. doi: 10.1520/C1161-18.
- [47] AZO Materials, « AISI 52100 Alloy Steel (UNS G52986) », sept. 04, 2012. <https://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=6704> (consulté le déc. 13, 2021).
- [48] Ceramco Inc. (USA), « Silicon Nitride - A Non-oxide Production Formulation for OEM Ceramic Components from Ceramco ». <https://www.ceramcoceramics.com/materials/silicon-nitride/silicon-nitride.php> (consulté le déc. 13, 2021).

- [49] G. R. Johnson et T. J. Holmquist, « An Improved Computational Constitutive Model for Brittle Materials », dans *Proceedings of High-Pressure Science and Technology—1993*, Colorado Springs, Colorado (USA), 1994, vol. 309, p. 981-984. doi: 10.1063/1.46199.
- [50] R. Dotoli, D. Lisi, D. Bardaro, et O. Manni, « Simulation of a Foreign Object Damage on a Silicon Nitride Specimen », présenté à Ninth International Conference on Computational Structures Technology, Stirlingshire, UK, 2008. doi: 10.4203/ccp.88.208.
- [51] Y. B. Guo et C. R. Liu, « Mechanical Properties of Hardened AISI 52100 Steel in Hard Machining Processes », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 124, n° 1, p. 1-9, avr. 2001, doi: 10.1115/1.1413775.
- [52] G. R. Johnson et W. H. Cook, « A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures », dans *Proceedings of 7th International Symposium on Ballistics*, The Hague, Netherlands, avr. 1983, p. 541-547.
- [53] Hexcel Corporation, « HexTow IM7 Carbon Fiber ». 2020. [En ligne]. Disponible à: [https://www.hexcel.com/user\\_area/content\\_media/raw/IM7\\_HexTow\\_DataSheet.pdf](https://www.hexcel.com/user_area/content_media/raw/IM7_HexTow_DataSheet.pdf)
- [54] *Military Handbook - MIL-HDBK-5H: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures (Knovel Interactive Edition)*. Place of publication not identified: U.S. Dept. of Defense. Consulté le: janv. 09, 2022. [En ligne]. Disponible à: <http://app.knovel.com/web/toc.v/cid:kpMHMILH61>
- [55] Oerlikon Metco, « Oerlikon Metco Thermal Spray Materials Guide », 2015. <https://studylib.net/doc/18661647/oerlikon-metco-thermal-spray-materials-guide---2015-04> (consulté le janv. 09, 2022).