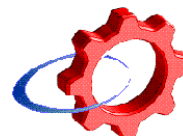




CERN
CH 1211 Geneva 23
Switzerland



EST Division

Reference Group : EST-ME/AB/fgm
EDMS No : 322158

Note Technique

EST-ME/2001-007

Calcul par éléments finis de la fenêtre d'entrée du tunnel de désintégration CNGS

Aurélien BENECHET¹

Résumé

Ce rapport présente l'analyse par la méthode des éléments finis de la fenêtre d'entrée du tunnel de désintégration du CNGS. L'étude se divise en une analyse statique puis thermique dont les résultats valident la géométrie de la fenêtre au regard du CODAP.

Une étude du choc thermique sur une coque mince donne une méthodologie de modélisation appliquée à la fenêtre et dont les résultats informent sur les contraintes subies par la fenêtre dans le cas où le faisceau de protons manquerait la cible.

Mots-clés: Fenêtre d'entrée du tunnel de désintégration, calcul éléments finis, choc thermique

Juillet 2001

¹ Etudiant technique, UTBM

Distribution : Voir liste

Secrétariat: EST-ME/Francoise Girard-Madoux

Table des matières

1. INTRODUCTION	1
1.1 Situation	1
1.2 Démarche	1
2. DESCRIPTION DE LA FENÊTRE.....	1
2.1 Montage.....	1
2.2 Sollicitations.....	1
2.3 Dimensions de la fenêtre	1
3. CALCULS DE STRUCTURES.....	2
3.1 Calculs analytiques.....	2
3.1.1 Hypothèses de calcul.....	2
3.1.2 Modèle géométrique.....	3
3.1.3 Modèle de calcul	3
3.1.4 Matériau	3
3.1.5 Conditions aux limites.....	3
3.1.6 Chargement	4
4. CALCULS THERMIQUES.....	4
4.1 Objectifs de l'analyse thermique	4
4.2 Calcul par éléments finis	4
4.2.1 Hypothèses.....	4
4.2.2 Modèle géométrique.....	5
4.2.3 Modèle de calcul	5
4.2.4 Matériaux	5
4.2.5 Conditions aux limites.....	6
4.2.6 Chargement	6
5. RÉSULTATS ET ANALYSES.....	7
5.1 Cas de charge 1, $P = 0.3$ MPa, calcul d'essai de résistance.....	8
5.1.1 Déformation	8
5.1.2 Contraintes	8
5.1.3 Comparaison avec les résultats expérimentaux.....	9
5.1.4 Flambage.....	10
5.1.5 Analyse des résultats.....	10
5.2 Cas de charge 2, $P = 0.1$ MPa, conditions normales de service.....	12
5.2.1 Localisation des contraintes	12
5.2.2 flambage.....	12
5.3 Cas de charge 3, convection libre.....	12
5.3.1 Analyse thermique transitoire	12
5.3.2 Champs de températures	13
5.3.3 Contraintes	14
5.3.4 Flambage.....	14
5.4 Cas de charge 4, convections libre et forcée	14
5.4.1 Analyse transitoire	14
5.4.2 Champs de températures	15
5.4.3 Contraintes	16
5.4.4 Flambage.....	16
6. VÉRIFICATION SELON LE CODAP	16
6.1 Références au CODAP [3]	16

6.2	Contrainte nominale de calcul	17
6.2.1	Essai de résistance.....	17
6.2.2	Situation normale de service	17
6.3	Critères d’admissibilité (CODAP, C10.1.7).....	17
6.3.1	Essai de résistance.....	17
6.3.2	Conditions normales de service.....	18
6.4	Conclusion.....	18
7.	ETUDE DU CHOC THERMIQUE.....	19
7.1	Présentation	19
7.1.1	Objectifs.....	19
7.1.2	Description de l’émission de protons	19
7.1.3	Méthode	20
7.2	Etude de l’effet du choc sur la fenêtre	20
7.2.1	Analyse modale.....	20
7.2.2	Analyse thermique	22
7.2.3	Analyse transitoire	23
8.	CONCLUSION	27
9.	BIBLIOGRAPHIE	28

Liste des figures

Figure 1 : calotte sphérique théorique	2
Figure 2 : section méridienne du modèle de calcul	3
Figure 3 - Conditions aux limites	4
Figure 4 : modèle géométrique thermique	5
Figure 5 : Convection libre et forcée	6
Figure 6 : Génération de puissance [W/m ³]	7
Figure 7 : déformée et profile original. amplification x20	8
Figure 8 : Champ des contraintes en MPa sur face convexe pour le cas de charge 1	8
Figure 9 : Champs de contraintes en MPa sur face concave pour le cas de charge 1	9
Figure 10 : Contraintes de von Mises sur faces interne et externe	11
Figure 11 : Montée en température, convection libre	12
Figure 12 : temps de descente en température après 10 jours de fonctionnement, convection libre	13
Figure 13 : Température en fonction du rayon, convection libre	13
Figure 14 : Localisation des contraintes, convection libre	14
Figure 15 : Montée en température, convections libre et forcée	15
Figure 16 : descente en température, convections libre et forcée	15
Figure 17 : température en fonction du rayon, convections libre et forcée	16
Figure 18 : Définition d'un cycle	19
Figure 19 : Modèle géométrique	21
Figure 20 : Déposition de puissance par zone	22
Figure 21 : Température en fonction de la zone considérée, après 10.5 μ s de soumission au faisceau	23
Figure 22 : Evolution de la température en fonction du temps pour la zone A	24
Figure 23 : Déplacements verticaux pendant un cycle complet	26
Figure 24 : Déplacements verticaux pendant 8 ms.	26

Liste des tableaux

Table 1 : propriétés mécaniques du Ti 40.....	3
Table 2 : caractéristiques de matériaux.....	5
Table 3 : coefficient de sécurité pour le cas de charge 1	9
Table 4 : comparaison des résultats de calculs et expérimentaux	9
Table 5 : décomposition des contraintes.....	14
Table 6 : décomposition des contraintes.....	16
Table 7 : Référence de calcul pour un essai de résistance	17
Table 8 : références de calcul pour conditions normales de service	17
Table 9 : Contraintes équivalentes en situation d'essai de résistance	18
Table 10 : Contraintes équivalentes en situation normale de service	18
Table 11 : Références géométriques.....	21
Table 12 : Valeur du coefficient κ	21
Table 13 : Fréquences propres pour une sphère tronquée.....	21
Table 14 : Chargement en fonction de la zone et du pulse	24

1. INTRODUCTION

1.1 Situation

Cette étude s'inscrit dans le cadre du projet CNGS et porte sur la fenêtre d'entrée du tunnel de désintégration. Ce tunnel, constitué d'un tube d'acier de 1000 m de longueur, et de 2.45 m de diamètre, sera situé à une centaine de mètres sous terre. Il est maintenu sous vide.

A une des ses extrémités, la fenêtre d'entrée a deux fonctions principales :

Assurer la séparation entre le vide du tunnel et le milieu extérieur, à la pression atmosphérique.

Laisser passer le flux de particules, en limitant les pertes de celles-ci.

Cette note présente les calculs par éléments finis réalisés pour dimensionner l'épaisseur de la fenêtre en accord avec les règlements de sécurité du CERN. De plus, une étude du choc thermique complète l'analyse des sollicitations de la fenêtre.

La modélisation numérique a pu être validée grâce à des mesures expérimentales réalisées sur une fenêtre identique utilisée pour le tunnel Neutrino.

1.2 Démarche

Cette version de fenêtre ayant déjà été testée, validée (par la division TIS) et utilisée pour le tunnel Neutrino. Les résultats des mesures sont connus. Cette fenêtre est donc modélisée dans les conditions de test. Les résultats numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux.

S'il n'y a pas d'incohérence entre ces deux séries de résultats, la modélisation est validée. Ensuite, les contraintes seront analysées selon les prescriptions du CODAP².

De plus si les contraintes subies par la fenêtre existante satisfont les critères de sécurité, le même profile et le même matériau pourront être envisagés pour la fenêtre du projet CNGS.

2. DESCRIPTION DE LA FENETRE

2.1 Montage

La fenêtre en forme de calotte sphérique est pincée entre deux brides. Un joint métallique assure l'étanchéité au vide. Grâce à une série de goujons répartis régulièrement sur son contour permettent le serrage (tous les 10°) en comptant 16 tonnes par goujon.

La fenêtre n'est en contact avec aucune autre pièce (*annexe 1*).

2.2 Sollicitations

Dans les conditions normales d'utilisation, la face concave de la fenêtre est sollicitée par la pression atmosphérique soit 0.1 MPa. Sa face convexe est placée côté vide. Le flux de particules frappant la fenêtre dépose l'équivalent de 30 W dans son épaisseur et 430 W dans les brides de fixation. Les conditions de tests de la fenêtre prévoient d'appliquer une pression de 0.3 MPa sur sa face concave.

2.3 Dimensions de la fenêtre

Les dimensions géométriques de la fenêtre, sont les suivantes (plan de définition EA-8088-1401-1-A) [1]:

² Code français de calcul des appareils à pression .

- Diamètre extérieur : 1665 mm
- Rayon sphérique : 1891 mm
- Diamètre interne : 1400 mm
- Epaisseur : 2 mm

3. CALCULS DE STRUCTURES

3.1 Calculs analytiques

Une première approximation des contraintes est possible par une méthode analytique. Cependant cette méthode affiche vite ses limites pour la géométrie de la fenêtre, au niveau du congé. Un calcul par éléments finis s'avère nécessaire pour affiner les résultats.

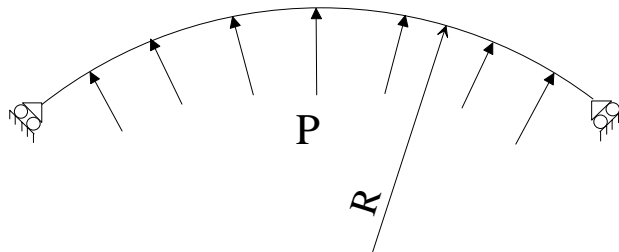


Figure 1 : calotte sphérique théorique

Pour une calotte sphérique soumise à une pression interne P, dont le cercle base est privée de ses déplacements tangentiels [6] et [7] :

$$\sigma = \frac{PR}{2e}$$

avec :

- P : pression appliquée en Pa
- R : rayon sphérique en m
- e : épaisseur de la membrane en m

Soit dans notre cas : $\sigma = 3 \times 10^5 \times 1.891 / (2 \times 0.002) = 142 \text{ MPa}$

Valeur qu'il convient de comparer à la limite élastique du titane soit 280 MPa. Le coefficient de sécurité théorique est de 2. Le CODAP exige un coefficient de sécurité minimum de 2.3 par rapport à la limite de rupture dont la valeur courante admise pour le titane est de 460 MPa. La condition est satisfaite, mais les effets de bords n'ont pas été pris en compte, ce qui justifie le calcul par éléments finis.

Calcul éléments finis

Les maillages et les fichiers de calculs sont disponibles en annexes 10 et 11.

3.1.1 Hypothèses de calcul

Compte-tenu des conditions de serrage de la fenêtre entre les deux brides, les degrés de liberté de la partie de la fenêtre en contact avec les brides ont été supprimés en E.

Le contact entre la bride et la fenêtre au niveau du socle et du congé (en E et D) est difficile à modéliser.

La déposition de puissance thermique dans la fenêtre n'est pas prise en compte dans cette analyse. Elle fait l'objet d'une étude particulière au paragraphe 4.

3.1.2 *Modèle géométrique*

La Figure 2 représente la section méridienne de la fenêtre, avec les points caractéristiques choisis, et leurs coordonnées (r,z) en mm. L'origine du repère étant au centre de la sphère.

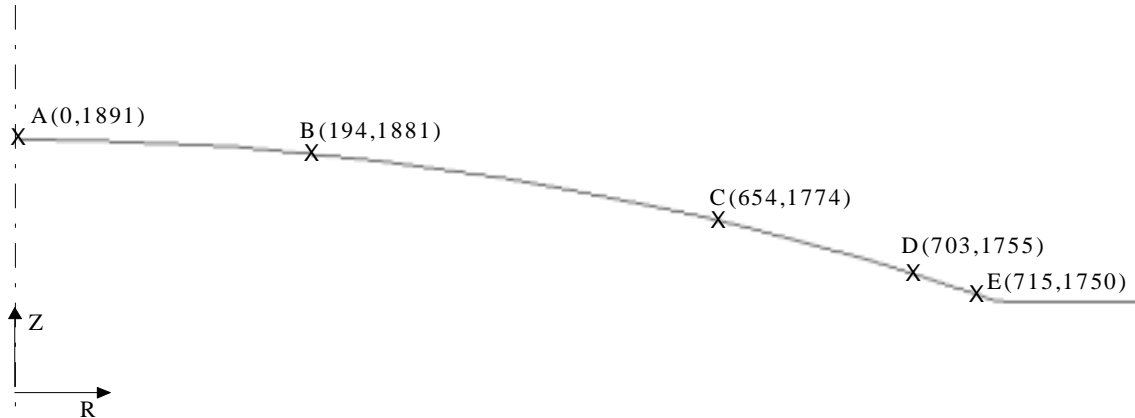


Figure 2 : section méridienne du modèle de calcul

Ces points sont choisis pour leur spécificité et leur intérêt relatif aux résultats.

3.1.3 *Modèle de calcul*

Le calcul élastique a été effectué avec le logiciel de calcul par éléments finis ANSYS[♦]. La fenêtre a été modélisée avec des éléments coque à 8 noeuds, 6 degrés de liberté par noeuds (SHELL93).

Une simulation de calibrage faite sur le modèle du 3.1 a permis d'obtenir des résultats similaires aux résultats analytiques. Les éléments utilisés sont validés [6].

3.1.4 *Matériau*

La table 1 présente les propriétés mécaniques du titane Ti 40³ [4]

limite à rupture, Rm [MPa]	limite élastique, R _{0.2} [MPa]	E [GPa]
460	280	105

Table 1 : propriétés mécaniques du Ti 40

3.1.5 *Conditions aux limites*

Compte-tenu des hypothèses de calcul (cf.3.1.1) et pour simuler les effets de la présence de la contre- bride, les conditions aux limites suivantes ont été appliquées au modèle.

- sur le socle, partie plane de la fenêtre, et le congé les noeuds sont privés de leurs translations (Figure 3).

³ THYSSEN EDELSTAHLWERKE AG D-4150Krefeld 1

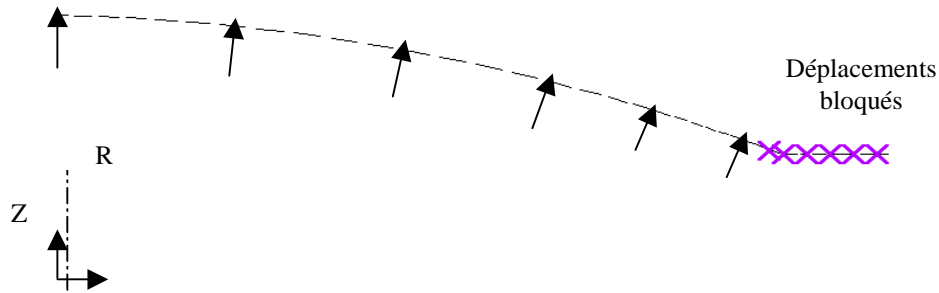


Figure 3 - Conditions aux limites

La modélisation choisie est conservatrice au niveau de la transition noeuds bloqués noeuds libres, les déformations propres des brides et contre-brides ne sont pas prises en compte.

3.1.6 *Chargement*

Deux cas de charge ont été envisagés :

1. pression de test :

Pression de 0.3 MPa, sur la face concave.

Cette pression est celle utilisées lors des mesures.

2. pression de service :

Pression de 0.1 MPa, sur la face concave.

C'est la pression en condition normale d'utilisation.

4. CALCULS THERMIQUES

4.1 Objectifs de l'analyse thermique

Cette partie présente les calculs menés dans le but d'étudier l'influence de la déposition d'énergie due au flux de particules traversant la fenêtre. Il s'agit de connaître l'évolution de la température au cours d'un cycle de fonctionnement et d'en déduire les contraintes thermiques résultantes.

4.2 Calcul par éléments finis

4.2.1 Hypothèses

- Le faisceau fonctionne sans discontinuer pendant 200 jours.
- L'intensité du flux de particules est de 8×10^{12} protons par seconde. Elle correspond au nombre de protons venant frapper la cible en amont du tunnel. Cette valeur correspond à une moyenne dans le temps (le faisceau n'est pas constitué d'un flux continu mais de pulsations de quelques millisecondes générées à intervalle régulier, cf. annexe 5).
- Le modèle est supposé à 15°C au moment où le faisceau est activé.
- La température de l'air est de 15°C.

Ces hypothèses sont à valider en fonction des choix technologiques relatifs aux diverses parties du tunnel, notamment au niveau des transferts calorifiques (tunnel, air, ventilation...).

4.2.2 *Modèle géométrique*

Le modèle est constitué de 4 parties (Figure 4) :

- la fenêtre en titane (A)
 - 2 parties en acier : brides (B)
 - un bloc de béton (C)
 - un système de refroidissement (D)
- tuyau annulaire : - $\varnothing_{\text{canalisation}} = 12 \text{ mm}$
 - $\varnothing_{\text{annulaire}} = 1760 \text{ mm}$

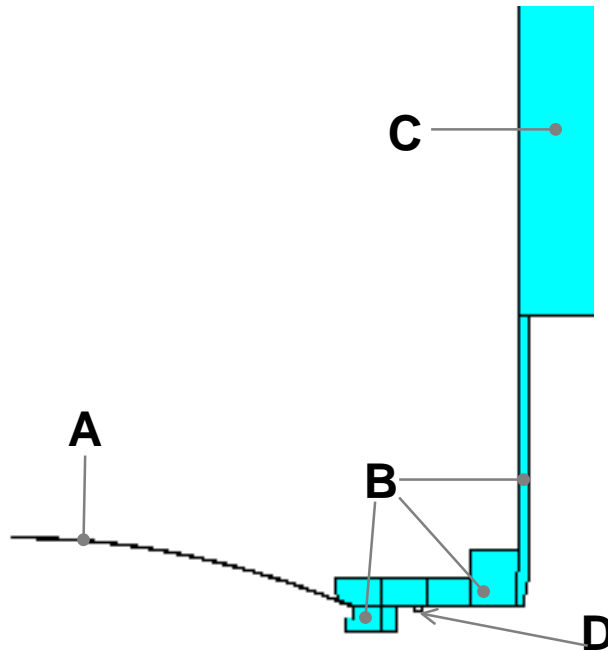


Figure 4 : modèle géométrique thermique

4.2.3 *Modèle de calcul*

Modèle axisymétrique.

Le calcul thermique a été effectué avec le logiciel de calcul par éléments finis ANSYS[®]. L'ensemble du modèle a été modélisé avec des éléments plan, à 4 noeuds, 1 degré de liberté par noeud (température) (référence : PLANE55).

4.2.4 *Matériaux*

La table 2 montre les caractéristiques des matériaux [5] :

	unités	titane	acier	béton
conductivite thermique K	$\text{Wm}^{-1}\text{C}^{-1}$	7	51.9	1.8
coefficient de dilatation	C^{-1}	8.70E-06	1.15E-05	2.10E-06
densite	kg m^{-3}	4700	7850	2300
Module d'Young, E	GPa	105	200	3.00E+09
Coeffcient de Poisson ν	---	0.34	0.3	0.1
capacite thermique, C	$\text{J Kg}^{-1}\text{C}^{-1}$	525	472	1000
diffusivite, α	m^2/s	2.84E-06	1.40073E-05	7.83E-07

Table 2 : caractéristiques de matériaux

4.2.5 Conditions aux limites

Compte-tenu des hypothèses de calcul (cf. 4.2.1) la totalité du modèle est à 15°C à $t = 0$ s. (conditions initiales).

4.2.6 Chargement

Deux cas de charge ont été envisagés. Ils diffèrent uniquement par le type de convection appliquée.

4.2.6.1 Convection

La Figure 5 permet de localiser la convection.

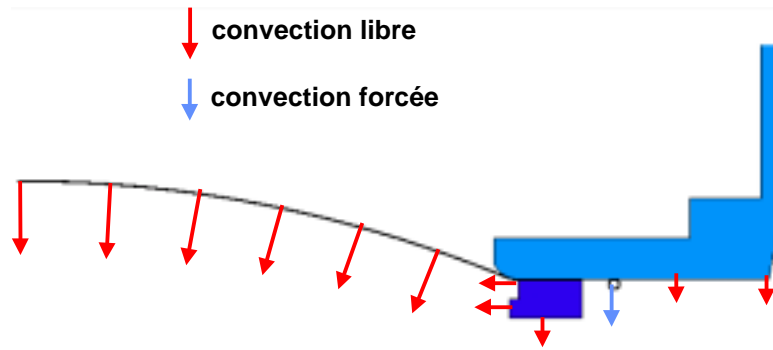


Figure 5 : Convection libre et forcée

4.2.6.2 Cas de charge 3 : convection naturelle

Seule la convection libre, dont le coefficient de film h_1 vaut $3 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{C}^{-1}$, a été appliquée.

Cette valeur du coefficient de film est une approximation. Elle a été calculée selon les hypothèses suivantes [9] :

- assimilation de la fenêtre à une plaque verticale dont la longueur principale est son diamètre.
- la température de la plaque est constante, telle que $T_{\text{plaque}} = 22^{\circ}\text{C}$. Cette hypothèse implique un coefficient de convection fixe, alors qu'il devrait augmenter lorsque la température de la fenêtre augmente. De ce point de vue, le choix est conservatif. Pour information lorsque la température de la plaque est de 50°C , le coefficient passe à $5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{C}^{-1}$.
- Température de l'air : $T_{\text{air}} = 15^{\circ}\text{C}$

Une génération de puissance est appliquée selon 4.2.6.4.

4.2.6.3 Cas de charge 4 : convection naturelle associée à de la convection forcée

De la convection forcée est appliquée sur la paroi interne du système de refroidissement avec un coefficient de convection $h_2 = 13000 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{C}^{-1}$. Ce coefficient est calculé selon les hypothèses suivantes [9] :

- Température de l'eau : $T_{\text{eau}} = 15^{\circ}\text{C}$
- Diamètre canalisation : $D_{\text{canalisation}} = 12 \text{ mm}$
- Débit d'eau : $q = 10 \text{ dm}^3/\text{min}$

Le coefficient de convection libre reste valable.

Une génération de puissance est appliquée selon 4.2.6.4.

4.2.6.4 Génération de puissance

Le dépôt de puissance dû au flux de protons sera simulé par l'intermédiaire d'une génération de puissance (W/m^3). La Figure 6 montre la répartition de celle-ci sur le rayon du modèle.

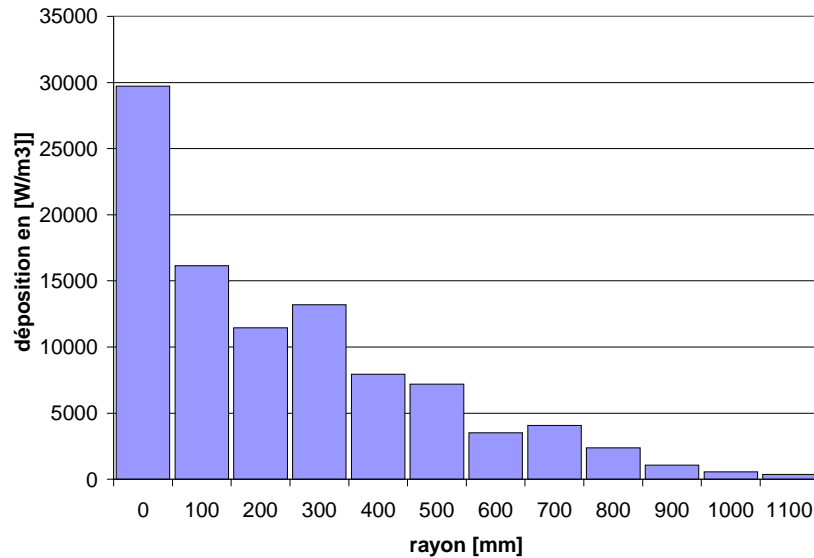


Figure 6 : Génération de puissance [W/m^3]

Un calcul sous Fluka⁴ [8] donne la déposition d'énergie en fonction du rayon. Une conversion simple (annexe 8) utilisant le débit de protons donne alors la génération de chaleur dans la fenêtre pour chaque zone considérée selon l'équation suivante :

$$G = \dot{q} \times E$$

G	la déposition de puissance [W/m^3]
\dot{q}	le débit de protons sur la cible [p/s]
E	la déposition d'énergie [$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \text{p}^{-1}$]

5. RESULTATS ET ANALYSES

Sont présentés ici les résultats donnés par le calcul par éléments finis pour les quatre cas de charge. Pour le premier cas de charge, seront présentés les résultats pour ensuite les comparer aux résultats expérimentaux. Une étude plus approfondie des contraintes, associée à cette comparaison, permettra la validation du modèle.

⁴ par Heinz Vincke

5.1 Cas de charge 1, $P = 0.3$ MPa, calcul d'essai de résistance

5.1.1 Déformation

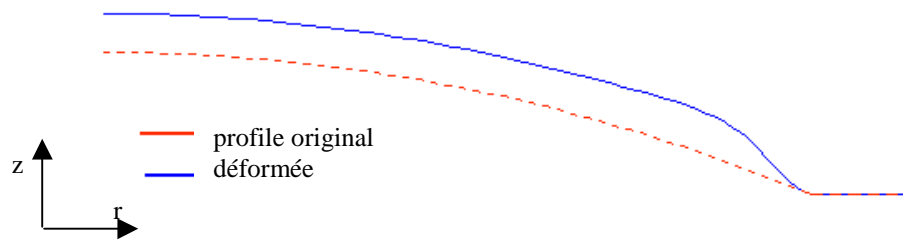


Figure 7 : déformée et profil original. amplification x20

Le plus grand déplacement calculé selon z se situe au point A et C de la fenêtre et vaut 1.8 mm.

L'amplification choisie (x 20) montre l'accident de forme au niveau du point C. Cette déformation se répercute sur les contraintes. Elle disparaît lorsque les déplacements radiaux sont libérés.

5.1.2 Contraintes

La Figure 8 représente le champ de contraintes équivalentes de von Mises sur la face convexe (dite externe) de la fenêtre. La valeur maximale (165 MPa) se situe au niveau du point C.

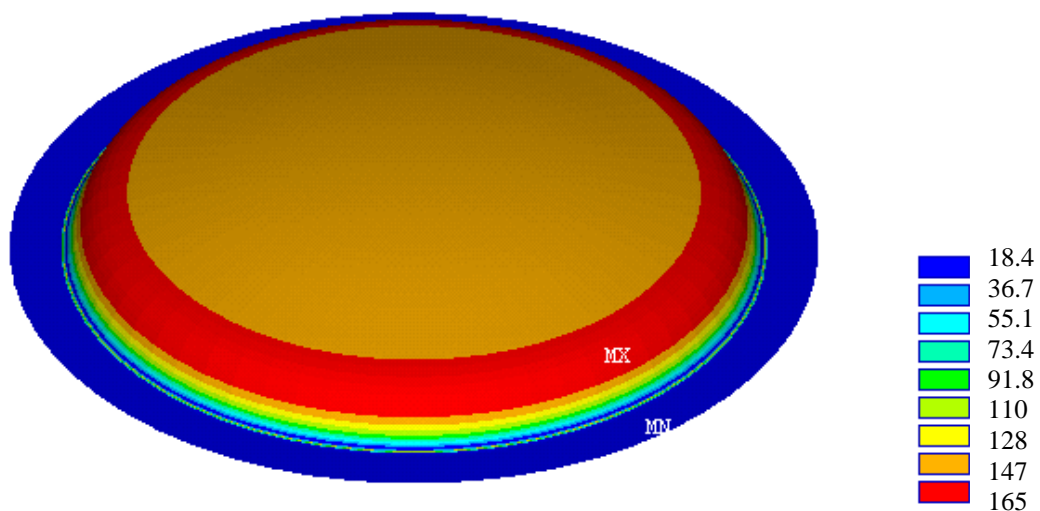


Figure 8 : Champ des contraintes en MPa sur face convexe pour le cas de charge 1

La zone (en rouge) traduit une augmentation locale de la contrainte vers 165 MPa. Cette zone est caractéristique d'une enveloppe sphérique soumise à une pression interne dont la base est bloquée dans la direction radiale. Si le déplacement radial était libéré, cette surcontrainte disparaîtrait.

Finalement, seule reste la contrainte de membrane qui est parfaitement continue (142 MPa) sur toute l'enveloppe libre (en orange).

Les différences de contrainte en fonction des zones observées proviennent des contraintes de flexion qui se superposent aux premières. Ces contraintes de flexion sont dues aux blocages au niveau du congé.

La Figure 9 représente le champ de contraintes équivalentes de von Mises sur la face concave (dite interne) de la fenêtre. La valeur maximale (240 MPa) se situe au niveau du point E.

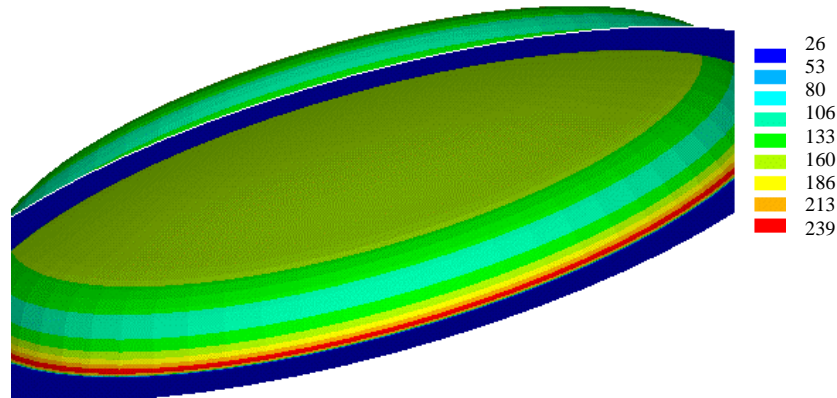


Figure 9 : Champs de contraintes en MPa sur face concave pour le cas de charge 1

Une contrainte maximale de 240 MPa est visible dans la zone du congé, zone due blocage des noeuds. En s'éloignant du congé la contrainte diminue vers 100 MPa.

La table 3 présente les contraintes maximales observées aux points définis en 3.1.2. et donne le coefficient de sécurité par rapport à la limite à rupture (R_m) et par rapport à la limite élastique ($R_{0,2}$).

contraintes équivalentes selon von Mises	Valeur en MPa	Coefficient de sécurité par rapport à R_m	Coefficient de sécurité par rapport à $R_{0,2}$
contrainte maximale (en E)	240	1.9	1.16
contrainte en C	170	2.7	1.65
A, B	142	3.24	1.97

Table 3 : coefficient de sécurité pour le cas de charge 1

5.1.3 Comparaison avec les résultats expérimentaux

La table 4 présente un tableau comparatif : de la déformation maximale et des contraintes principales mesurées et calculées sur la fenêtre prototype. La disposition des jauges de contraintes figure en annexe 2.

Localisation	Mesures MPa	Calcul EF MPa	Calcul analytique MPa
Jauges 5-6	125	143	143
Jauges 7-8	65	144	trop proche du congé
Jauges 3-4	102	142	143
Congé	/	240	/
Fleche	2.2 mm	1.8 mm	/

Table 4 : comparaison des résultats de calculs et expérimentaux

Les résultats expérimentaux sont de l'ordre de grandeur des résultats par éléments finis. Les jauges n'ayant pas la même orientation que le repère de la modélisation, les valeurs mesurées ont été ramenées dans le repère de calcul, cf. annexe 3. Les valeurs données dans le tableau précédent correspondent à la contrainte dans la direction radiale.

5.1.4 Flambage

Aucun mode de flambage n'a été détecté par la méthode de bifurcation (recherche des valeurs propres). Cela est cohérent au regard de la pression interne qui ne provoque que des contraintes en traction.

5.1.5 Analyse des résultats

A la lecture du tableau 3 une disparité importante est observable dans la partie au bord du raccordement des zones sphériques et planes. Cette zone critique a été modélisée de manière conservatrice, car elle suppose sur un même élément des noeuds infiniment rigides et d'autres chargés en pression. Enfin, les mesures d'extensomètre peuvent comporter de nombreuses sources d'erreur qui peuvent être liées entre autres au mauvais alignement de la jauge, au collage ou au traitement des signaux.

D'autres facteurs externes liés au matériau et à la fabrication de la fenêtre peuvent être à l'origine des écarts constatés tels que :

- Un contrôle métrologique de la fenêtre prototype a révélé des écarts d'épaisseur allant de 1.6 à 2.2 mm pour une épaisseur nominale de 2 mm prise en compte dans les calculs.
- les caractéristiques du matériau : la nuance de titane utilisée pour la réalisation de ce prototype n'était pas connue avec exactitude.
- Une seconde série de mesures expérimentales est venue compléter les informations disponibles. Pour une même fenêtre, sous des conditions identiques, les deux séries de résultats sont différentes. Les mesures ne sont pas fiables.

La Figure 10 représente l'évolution de la contrainte (von Mises) sur le profile méridien. Une discontinuité est visible en s'approchant du congé.

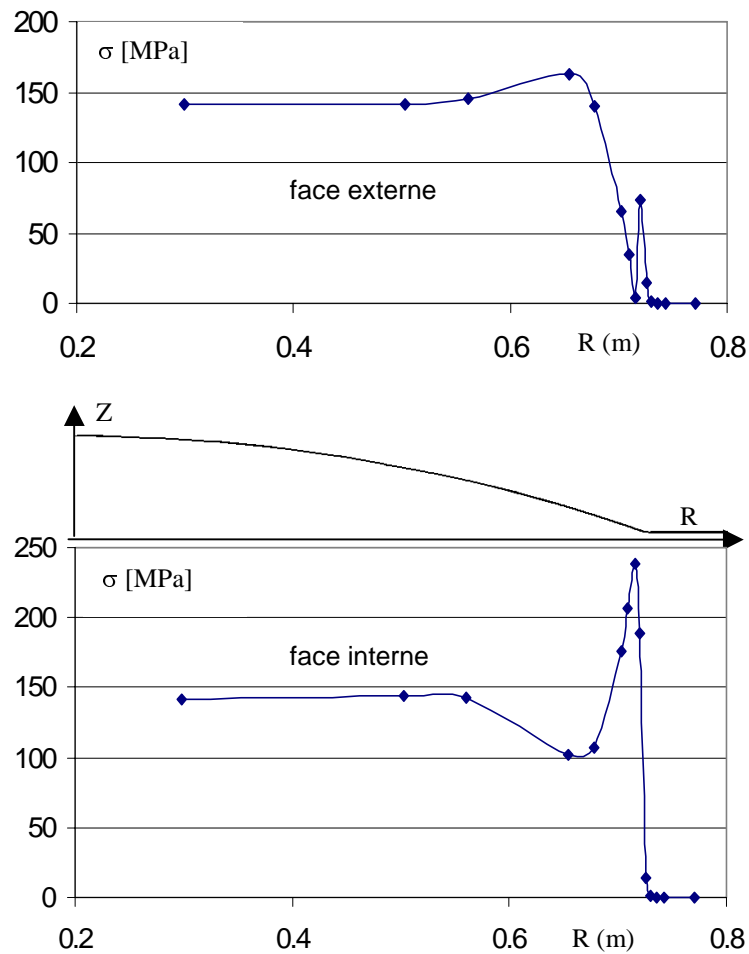


Figure 10 : Contraintes de von Mises sur faces interne et externe

Sur la zone sphérique centrale, les contraintes sont très représentatives puisqu'elles correspondent à la valeur analytique (cf. 3.1).

Jusqu'à $r = 0.6$ m, il n'y a qu'une contrainte de membrane. Ensuite, une contrainte de flexion issue du blocage au niveau du congé se superpose. C'est ce que traduisent les irrégularités observables ensuite.

En comparant les résultats du calcul par éléments finis avec les résultats analytiques et les résultats expérimentaux, un écart est visible. Seront alors différenciées les causes d'écarts non contrôlées et les causes contrôlées, issues des hypothèses.

Les contraintes obtenues sont cohérentes par rapport aux résultats expérimentaux et analytiques. Si la zone du congé est néanmoins critique, elle reste conservative. Les résultats sont valables. Le modèle est validé.

5.2 Cas de charge 2, P = 0.1 MPa, conditions normales de service

5.2.1 Localisation des contraintes

contraintes équivalentes selon von Mises	valeur en MPa	Coefficient de sécurité par rapport à Rm	Coefficient de sécurité par rapport à R _{0,2}
E	80	5.75	3.5
C	54	8.02	5.2
A, B	47	8.52	5.95

Il n'est pas nécessaire de détailler les résultats comme pour le cas de charge précédent. Il s'agit juste de remarquer que les contraintes varient linéairement selon un facteur 3, lorsque la pression passe de P = 0.1 MPa à P = 0.3 MPa. Les répartitions sont identiques à un facteur 3 près.

5.2.2 flambage

Pour les mêmes raisons qu'en 5.1.4 aucun mode de flambage n'est détecté.

5.3 Cas de charge 3, convection libre

5.3.1 Analyse thermique transitoire

La Figure 11 montre la montée en température du système. Le système met 7 jours à atteindre sa température d'équilibre, cf. annexe 6 pour la localisation des points de mesure.

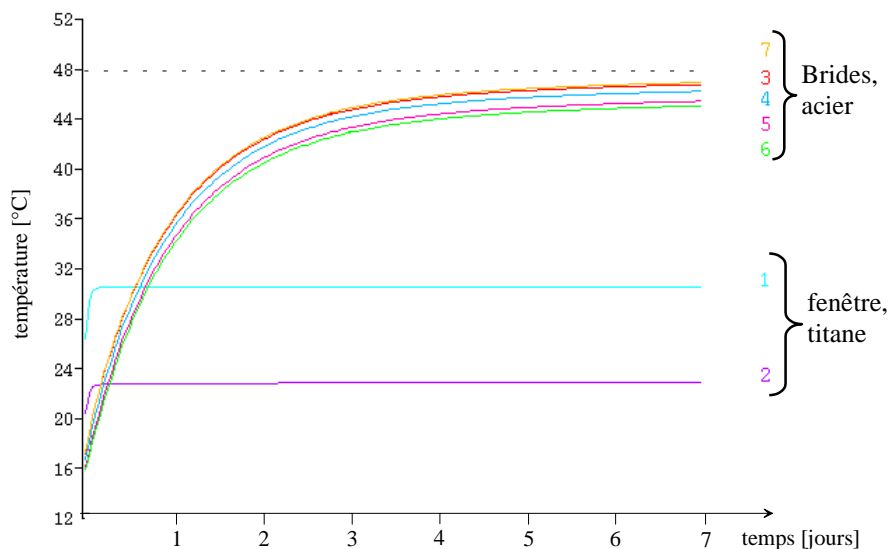


Figure 11 : Montée en température, convection libre

La Figure 12 montre la descente en température du système après 10 jours de fonctionnement. Les brides en acier mettent 3 jours pour descendre de 48°C à 18°C, alors qu'il faudra 2 heures à la fenêtre pour passer de 32°C à 18°C.

La fenêtre bénéficie d'un rapport surface par volume élevé (345), elle profite donc d'une génération de puissance de seulement 25 W, d'une évacuation efficace des calories par convection libre.

Par contre, la partie en acier possède un rapport surface par volume faible (7.7. Il y a 440 W déposés et une surface libre ne permettant pas l'évacuation des calories. Ceci explique la température plus élevée ($> 50^{\circ}\text{C}$) pour cette partie. Pour plus de détail concernant la déposition d'énergie se reporter à l'annexe 8.

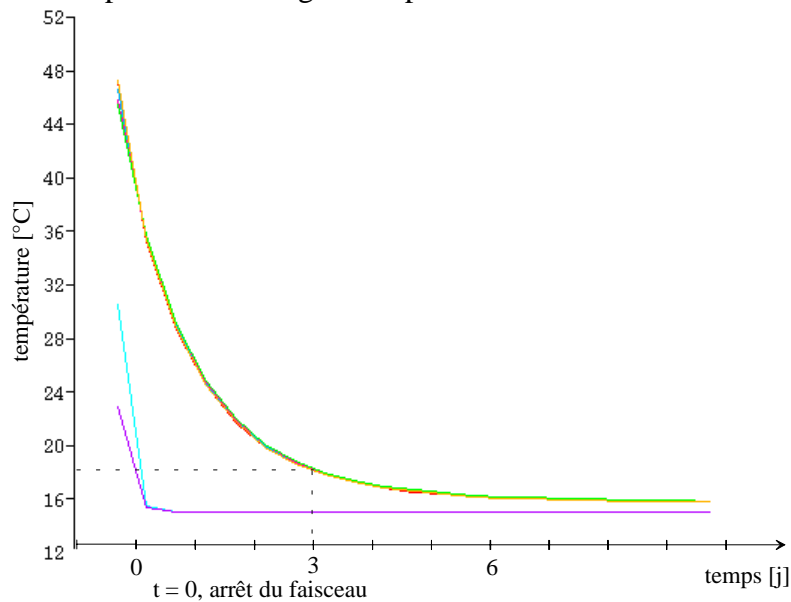


Figure 12 : temps de descente en température après 10 jours de fonctionnement, convection libre

5.3.2 Champs de températures

La Figure 13 présente le champ de température sur le rayon du modèle. Le saut brusque de température correspond au passage entre la fenêtre et les brides.

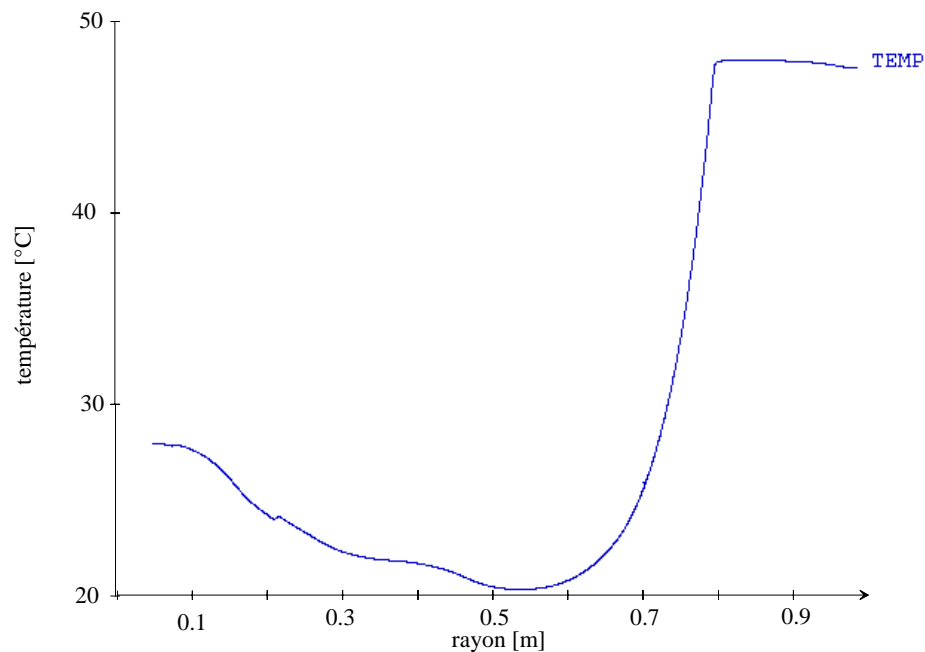


Figure 13 : Température en fonction du rayon, convection libre

5.3.3 Contraintes

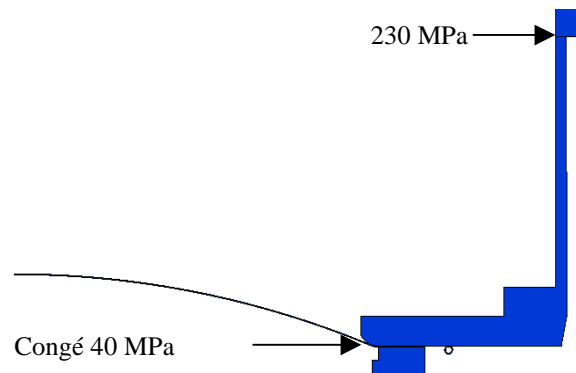


Figure 14 : Localisation des contraintes, convection libre

Deux points méritent une analyse :

- Congé (40 MPa)

La contrainte globale (thermique du cas de charge 3 et statique du cas 2) sera telle que :

Contrainte statique [MPa]	Contrainte thermique [MPa]	Contrainte globale [MPa]	Coefficient de sécurité par rapport à $R_{0,2}$	Coefficient de sécurité par rapport à R_m
90	40	130	3.5	2.15

Table 5 : décomposition des contraintes

- Raccord (230 MPa)

Cette contrainte est à prendre en compte lors de la conception de cette partie. Toutefois, cette analyse n'entre pas dans le cadre de cette étude.

5.3.4 Flambage

Une analyse des modes de flambage a donné le premier mode pour un coefficient de 470.

5.4 Cas de charge 4, convections libre et forcée

5.4.1 Analyse transitoire

La Figure 15 montre la montée en température du système pour des points particuliers définis en annexe 6.

Le temps de montée est de 4 heures. La température maximale atteinte est de 32°C, à l'apex de la fenêtre. Le système de refroidissement est très efficace pour la bride et pour la fenêtre au niveau du congé, mais ses effets sont négligeables pour le reste de la fenêtre.

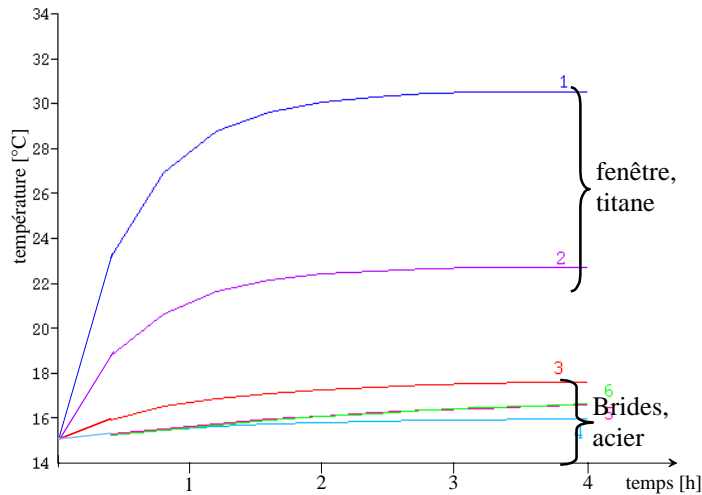


Figure 15 : Montée en température, convections libre et forcée

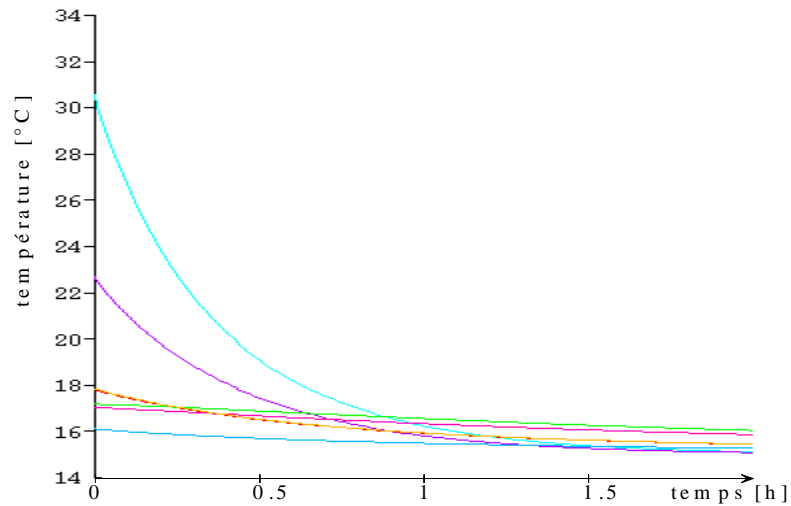


Figure 16 : descente en température, convections libre et forcée

La descente en température prend seulement 1 heure. Grâce au système de refroidissement, la température de la bride et au niveau du congé reste stable.

5.4.2 *Champs de températures*

La figure suivante montre le champ de température en fonction du rayon. Le saut entre la bride et la fenêtre n'est plus visible. Vers $r = 0.9$ m, une baisse locale de la température correspond à la position du système de refroidissement.

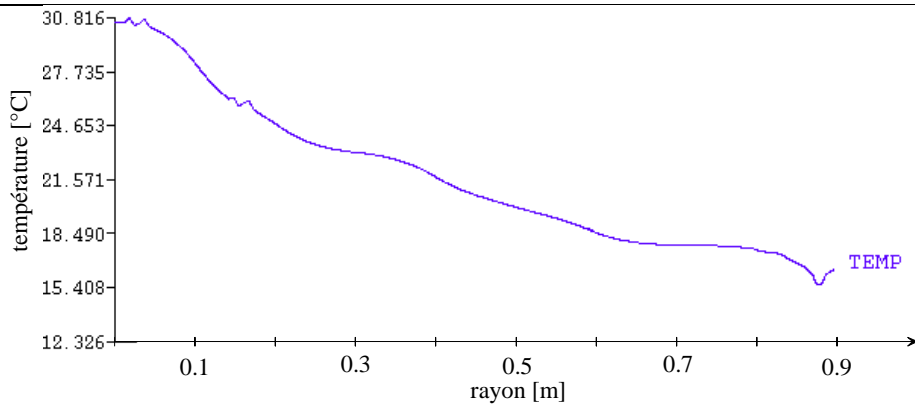


Figure 17: température en fonction du rayon, convections libre et forcée

5.4.3 Contraintes

Au niveau du congé (8 MPa) et au niveau du raccord entre la bride de base et le tube intermédiaire (20 MPa).

- Congé

La contrainte globale (thermique du cas de charge 4 et statique du cas 2) sera telle que :

Contrainte statique [MPa]	Contrainte thermique [MPa]	Contrainte globale [MPa]	Coefficient de sécurité par rapport à $R_{0,2}$	Coefficient de sécurité par rapport à R_m
90	8	100	4.6	2.8

Table 6 : décomposition des contraintes

5.4.4 Flambage

Une analyse des modes de flambage a donné le premier mode pour un coefficient de 470. Ce coefficient ne diffère pas du cas 3 étant donnée la stabilité du champ thermique du cas 3 au cas 4.

6. VERIFICATION SELON LE CODAP

6.1 Références au CODAP [3]

Conformément au Code de sécurité, D2 Rev.2, /4.1.i., les prescriptions du CODAP sont appliquées pour la vérification des contraintes au sein de la fenêtre.

L'élément étudié est une fenêtre en titane, soumise à des sollicitations mécaniques, pour laquelle deux situations ont été étudiées :

- situation d'essai de résistance (correspondant au cas de charge 1)
- situation normale de service (correspondant au cas de charge 2)

Le CODAP prévoit une analyse spécifique pour chacune des situations en déterminant des critères qui seront explicités dans le paragraphe 6.3.

Pour effectuer les vérifications, en l'absence de contraintes thermiques la contrainte primaire totale désignée par $(\sigma_{eq,p})$ dans le CODAP est utilisée. Elle correspond à la contrainte primaire générale de membrane associée à la contrainte primaire de flexion. Elle sera exprimée sous la forme d'une contrainte équivalente de Tresca, conformément au paragraphe C10.1.3.7.

Les contraintes aux points définis au 3.1.2 sont analysées. Ces points correspondent à des maxima locaux. Pour chaque point, la contrainte est relevée sur les faces interne, externe et

sur une surface virtuelle située à égale distance des deux premières. L'annexe 4 donne les détails des localisations des différentes contraintes en un même point.

6.2 Contrainte nominale de calcul

6.2.1 Essai de résistance

Le CODAP prévoit pour des éléments en titane, dans la situation d'essai de résistance, une contrainte nominale définie au paragraphe C1.7 et dans le tableau C1.7.4. Cette contrainte nominale de calcul est donnée par l'équation :

$$f = \frac{R_m^t}{2.3}$$

Avec R_m^t la résistance à la rupture à la température t . Les essais se déroulent à la température ambiante, donc d'après le CODAP :

$$R_m^t = R_m, \text{ soit } R_m = 460 \text{ MPa.}$$

La Table 7 donne les différentes références de calcul pour un essai de résistance.

caractéristiques*	$R_{0.2}$	R_m^{20}	f	$1.5*f$	$3*f$
Valeur [MPa]	280	460	200	300	600

Table 7 : Référence de calcul pour un essai de résistance

6.2.2 Situation normale de service

Le CODAP prévoit pour des éléments en titane, dans la situation normale de service, une contrainte nominale définie au paragraphe C1.7 et dans le tableau C1.7.2. Cette contrainte nominale de calcul est donnée par l'équation :

$$f = \frac{R_m^t}{3}$$

Avec R_m^t la résistance à la rupture à la température t . Dans les conditions normales R_m^t vaut 460 MPa. C'est la limite à la rupture pour 20°C. Cette valeur est admissible dans un intervalle de température de 0°C à 50°C or la température de la fenêtre est comprise dans cet intervalle.

La Table 8 donne les différentes références de calcul pour les conditions normales de service.

caractéristiques	$R_{0.2}$	Rm^{20}	f	$1.5*f$	$3*f$
Valeur [MPa]	280	460	153	230	460

Table 8 : références de calcul pour conditions normales de service

6.3 Critères d'admissibilité (CODAP, C10.1.7)

6.3.1 Essai de résistance

La Table 9 est un résumé des contraintes équivalentes de Tresca aux points caractéristiques définis en 3.1.2. pour l'essai de résistance. La contrainte admissible est issue de la Table 7. Le Coefficient de sécurité donné est le rapport entre la contrainte maximale et la contrainte admissible.

		contrainte [MPa] coque fibre :		
point	R	externe	moyenne	interne
A	0	142	137	142
B	194	142	138	142
C	654	181	142	103
D	703	76	142	201
E	715	5	142	272
Maximum		181	142	272
contrainte admissible		300	200	300
coefficient de securite		1.66	1.41	1.10

Table 9 : Contraintes équivalentes en situation d'essai de résistance

Les exigences de sécurité énoncées par le CODAP sont satisfaites en tout point.

6.3.2 Conditions normales de service

La Table 10 est un résumé des contraintes équivalentes de Tresca aux points caractéristiques définis en 3.1.2. pour la situation normale de service. Les contraintes admissibles sont issues de la Table 8. Le coefficient de sécurité donné est le plus faible rapport entre la contrainte calculée et la contrainte admissible.

Trois cas sont considérés :

- contraintes structurelles seules
- contraintes thermiques associées aux précédentes dans le cas de convection naturelle
- idem mais dans le cas de la présence d'un système de refroidissement (convection forcée).

		contrainte [MPa] coque partie :				
P = 0.1 MPa	point	R	externe	milieu	interne	
	A	0	47	46	47	
	B	194	47	46	47	
	C	654	60	47	34	
	D	703	25	47	67	
	E	715	2	47	91	CS*
	Maximum structurel			60	47	91
Maximum thermique : Convection libre			100	88	132	1.74
Maximum thermique : Convection forcée			68	55	100	2.30
contrainte admissible			230	153	230	

* CS = Coefficient de sécurité

Table 10 : Contraintes équivalentes en situation normale de service

Les exigences de sécurité énoncées par le CODAP sont satisfaites en tout point pour chacun des cas envisagés.

6.4 Conclusion

Pour les deux situations envisagées les contraintes subies par la fenêtre sont en dessous des limites admissibles énoncées par le CODAP, la fenêtre satisfait donc les exigences de sécurité.

Toutefois, pour la situation normale de service, il est impératif de valider les hypothèses de calculs, c'est-à-dire les conditions d'utilisation. En particulier, il est nécessaire

de valider les hypothèses de convection et d'apport énergétique par le faisceau de particules et par le tunnel. En effet, les calculs utilisent des hypothèses non encore stabilisées étant donné l'état d'avancement du projet.

7. ETUDE DU CHOC THERMIQUE

7.1 Présentation

Lorsque le faisceau manque la cible, la fenêtre est bombardée par un flux très dense de protons (3.4×10^{18} p/s). Les impacts sur la fenêtre provoquent une augmentation de la température. Etant donné la nature cyclique de l'émission, une oscillation de la fenêtre est prévisible. Cette oscillation n'est en elle-même pas dangereuse si les contraintes provoquées additionnées aux contraintes déjà présentes (pression, température) ne dépasse pas prescrites par le CODAP.

7.1.1 Objectifs

Cette étude a deux objectifs. Le premier est la mise en place d'un outil permettant la modélisation du choc thermique sur une coque mince par la méthode des éléments finis. Le second est l'application de cette méthode à la fenêtre d'entrée du CNGS afin de connaître l'influence de l'impact de protons sur le champ de contraintes et sur la dynamique de la fenêtre.

Les informations suivantes seront recherchées :

- les fréquences propres de la fenêtre
- l'évolution de la température au cours d'un cycle
- l'amplitude et la fréquence des oscillations résultant
- les contraintes.

7.1.2 Description de l'émission de protons

Les protons ne sont pas émis de manière continue. Ce sont des trains réguliers formant des pulses. Le cycle est défini sur la figure 22.

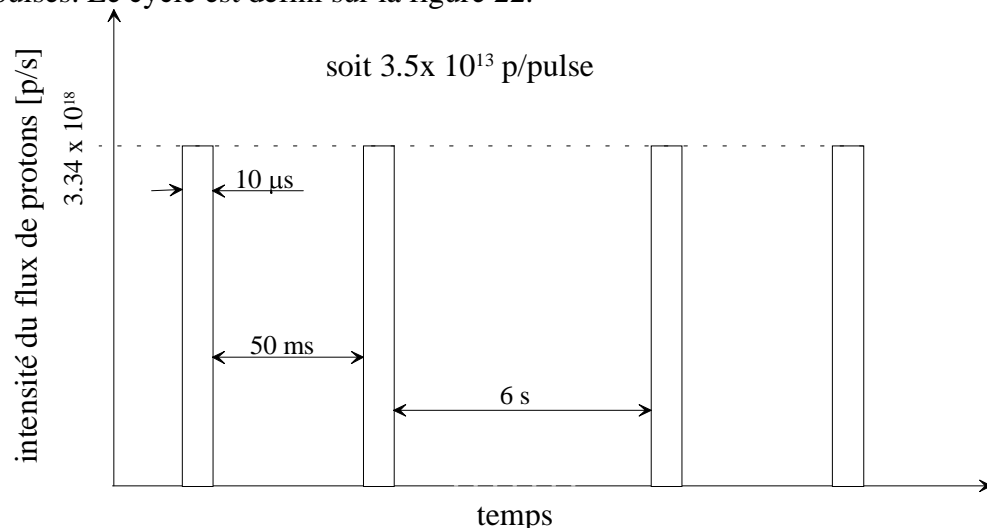


Figure 18 : Définition d'un cycle

C'est cette alternance qui provoque des oscillations. La fenêtre n'oscille pas sous l'effet direct des impacts mais à cause des variations de température locales causées par la déposition d'énergie des protons.

Concernant l'intensité de la génération de chaleur, elle est considérée nulle lorsqu'aucun proton ne frappe la fenêtre (pendant les pauses de 50 ms et 6s) et est calculé en fonction de l'intensité du faisceau pendant les pulses, selon la même méthode que pour l'analyse thermique.

La répartition de la génération de chaleur est donnée lors de l'analyse thermique pour la fenêtre.

7.1.3 *Méthode*

Pour connaître les réactions dynamiques de la fenêtre, il faut effectuer plusieurs analyses préliminaires.

- Analyse modale : recensement des modes et fréquences propres susceptibles d'être excités.
- Analyse thermique : la première phase de la simulation du cycle. Elle permet connaître l'influence, de chaque pulsation sur la température de la fenêtre. En connaissant l'évolution de la température dans le temps pour chaque point de la fenêtre, il est possible de calculer les déplacements, par dilatation, de chacun d'eux et donc les contraintes.
- Analyse transitoire : elle permet de mettre en relation les résultats thermiques avec le calcul structurel. Deux solutions sont offertes et sont, après expérience, équivalentes.

La première consiste à effectuer le calcul en thermique, en connaissant la déposition d'énergie (W/m³) pour chaque zone de la fenêtre. Ce calcul donne la température à intervalle régulier dans le temps pour chaque noeud. Lors du calcul structurel, ces températures sont appliquées comme chargement dépendant du temps. Les déplacements et contraintes sont calculés sur cette base.

La seconde méthode permet d'éviter le calcul thermique. Etant donné la durée du pulse (10.5µs), la température peut être calculée en fonction du temps en négligeant les effets de la conduction pendant le pulse (conditions adiabatiques). C'est une approximation valable qui est proche de la méthode précédente. Elle a pour avantage un gain de temps puisqu'un seul calcul par éléments finis est effectué au lieu de 2.

C'est cette seconde méthode qui sera utilisée.

La méthode globale a été dans un premier temps sur une plaque plane circulaire encastrée. Lorsque les différents paramètres sont maîtrisés, l'analyse est appliquée à la fenêtre. Parallèlement aux calculs par éléments finis, des calculs analytiques sont menés pour valider les résultats.

Dans cette note ne figurent pas les éléments de tests qui ont permis de valider la modélisation. Toutes les références théoriques, et la mise en place de l'analyse sur la plaque cylindrique est disponible en [13].

7.2 **Etude de l'effet du choc sur la fenêtre**

7.2.1 *Analyse modale*

Il s'agit d'une coque sphérique tronquée comme le montre la figure suivante :

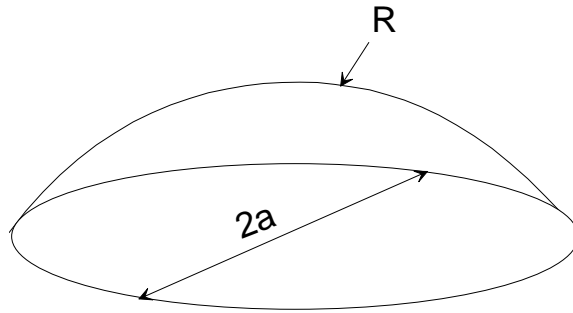


Figure 19 : Modèle géométrique

Les paramètres utilisés sont donnés par la table 11

Rayon sphérique	R	1.890 m	[m]
Rayon de section	a	0.700 m	[m]
Module d'Young	E	105	[GPa]
Coefficient de Poisson	ν	0.34	/
Densité	ρ	4700	[kg/m ³]
Numéros de modes	m, n	[1 ; 4]	/
D	D	$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$	
Fréquence	N	$N_{mn} = \frac{\omega_{mn}}{2\pi}$	[Hz]

Table 11 : Références géométriques

L'équation de la pulsation utilise les valeurs de κ suivantes :

		valeurs de κ			
m \ n		1	2	3	4
1		3.196	4.611	5.906	7.144
2		6.306	7.799	9.197	10.54
3		9.439	10.96	12.4	13.79
4		12.58	14.11	15.58	17.08

Table 12 : Valeur du coefficient κ

$$\omega_{mn} = \sqrt{\frac{1}{\rho h} \left(\frac{\kappa^4 D}{a^4} + \frac{Eh}{R^2} \right)}$$

Cette équation est proche de celle de la plaque rectangulaire bombée lorsque $R_1 = R_2$.

Les résultats sont donnés dans la table 13.

		fréquences propres [Hz] : plaque bombée			
m \ n		1	2	3	4
1		398.14	398.52	404.98	400.91
2		399.78	402.13	405.92	411.56
3		406.78	413.81	423.58	436.51
4		425.05	440.03	459.09	483.75

Table 13 : Fréquences propres pour une sphère tronquée

Les résultats numériques d'ANSYS® ne seront pas explicités, ils permettent toutefois de confirmer les résultats analytiques concernant une sphère tronquée.

7.2.2 Analyse thermique

7.2.2.1 Hypothèses

- Etant donnés les temps mis en jeu, les réactions thermiques sont considérées adiabatiques.
- La température initiale est de 0°C. Ce choix n'influence pas les résultats, il permet de relever directement les écarts de température.

7.2.2.2 Répartition de la génération de chaleur

Voici la répartition de la génération de chaleur selon les données d'Heinz Vincke. La méthode de conversion a été validée pour passer GeV/cm³/p associés à un débit de protons à des W/m³.

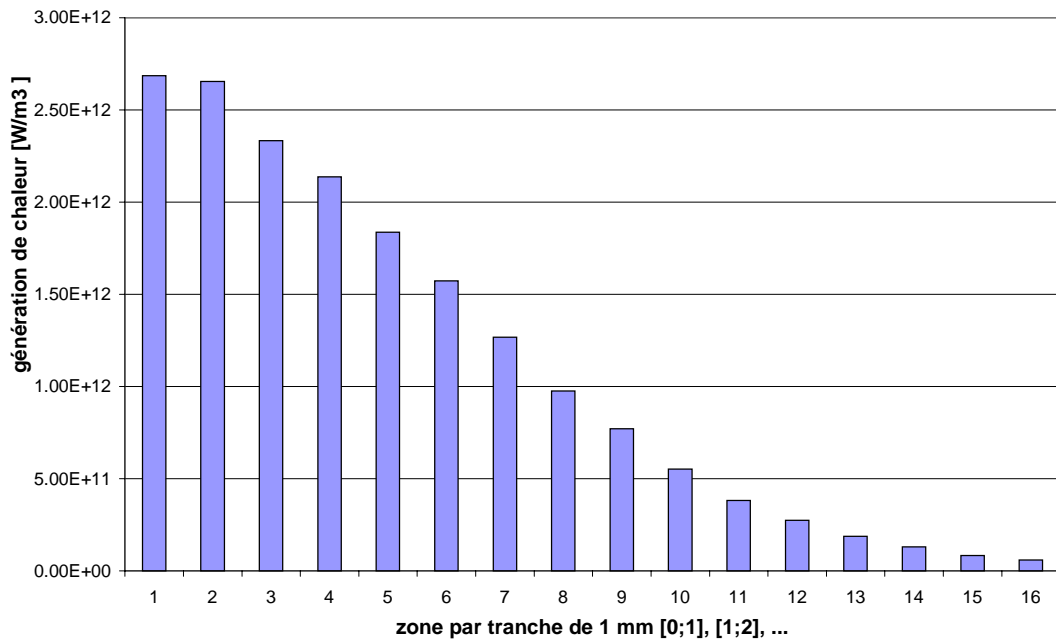


Figure 20 : Déposition de puissance par zone

Au delà de 16 mm de rayon, la déposition est insignifiante et n'entraîne que 0.25°C d'augmentation de température. Pour cette raison, seule une zone de 16 mm de rayon sera chargée.

7.2.2.3 Etude de l'influence de l'intensité de la génération thermique

L'augmentation de la température pour une portion de la fenêtre est régie par l'équation suivante :

$$T = \int_b^r \frac{\dot{q}}{\rho \cdot C} dx \quad \text{soit} \quad T = \frac{\dot{q} \cdot t}{\rho \cdot C}$$

C'est une fonction linéaire du temps. C représente la capacité thermique du titane donnée dans la table 2.

Deux pulses d'intensité $q = 5.87 \times 10^{12} \text{ W/m}^3$ permettent d'augmenter de 50°C la température (2x25°C).

Pour $q = 2.35 \times 10^{11} \text{ W/m}^3$, 2°C d'augmentation (2x1°C)

Pour $q = 2.6 \times 10^{12} \text{ W/m}^3$, 22°C d'augmentation (2x11°C). C'est l'intensité maximale reçue par la fenêtre.

7.2.2.4 Prévision de l'augmentation de la température après un pulse :

Pour chaque zone, la génération de chaleur est connue, donc la température en est déduite grâce à l'étude précédente. La figure 21 est une assomption analytique de la température en fonction du rayon. Ces valeurs ont été validées par le calcul par éléments finis. Le calcul thermique par la M.E.F. n'aura pas d'intérêt pour la simulation du cycle, les résultats analytiques conviendront.

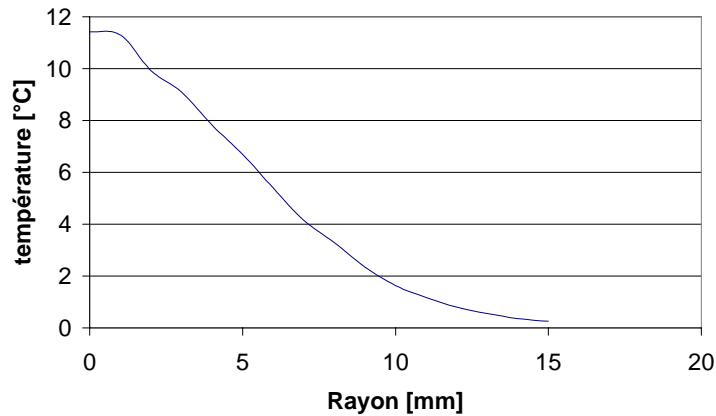


Figure 21 : Température en fonction de la zone considérée, après 10.5 µs de soumission au faisceau

Au delà d'un cercle de rayon 16 mm, l'élévation de température est négligeable car inférieure au demi degré. Le chargement de la fenêtre en température sera basé sur cette courbe.

7.2.3 Analyse transitoire

7.2.3.1 Hypothèses

- Le chargement en température est équivalent au chargement en puissance.
- Les temps mis en jeu sont faibles, les réactions sont considérées adiabatiques.
- Entre deux pulses, la température d'une zone ne dépend que de la conduction du titane.
- Les modes excités sont axisymétriques. Cette hypothèse sera vérifiée grâce à l'une des modélisations.
- Après deux pulses, le cycle est arrêté et la fenêtre n'est plus bombardée.

7.2.3.2 Modèle géométrique

Le modèle représente uniquement la fenêtre dont les caractéristiques géométriques correspondent à celles décrites lors de l'analyse statique.

7.2.3.3 Modèles éléments finis

- Modèle en 3 dimensions, maillés avec des éléments coque à 8 noeuds, 6 degrés de liberté par noeud (SHELL93).
- Modèle en 2 dimensions, axisymétrique, éléments plan à 8 noeuds, 2 degrés de liberté par noeud (PLANE82).

Le calcul est mené avec ANSYS®.

Deux méthodes de résolution ont été utilisées. Une première analyse transitoire sans réduction de matrices ('full') et une analyse transitoire par superposition modale. Cette

dernière utilise les résultats d'une analyse modale pour déterminer les modes excités par le saut en température.

7.2.3.4 Matériau

La fenêtre est en titane, les caractéristiques sont données en annexe 9.

7.2.3.5 Conditions aux limites

Les conditions de l'analyse structurelles sont utilisées.

7.2.3.6 Chargement

1) Température

L'apex de la fenêtre est divisé en 4 zones concentriques A, B, C, D de respectivement 4,8,12 et 16 mm de rayon. Chaque zone est chargée selon les résultats des calculs analytiques.

Selon les hypothèses formulées le graphe de chargement en puissance peut être remplacé par son équivalent en température. Par exemple pour la zone A le graphe de température correspond à la figure 22. Chaque saut de température est la conséquence d'un pulse. La constante t_{pa} correspond au temps séparant deux pulses, $t_{pa} = 50$ ms et $t_{pu} = 10.5$ μ s.

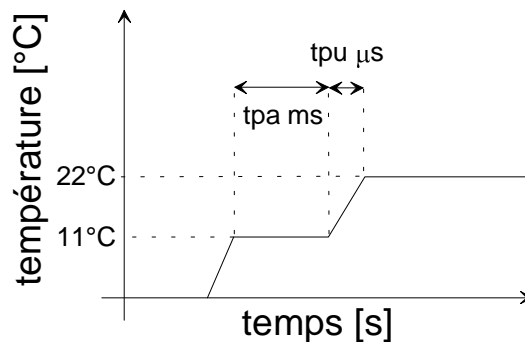
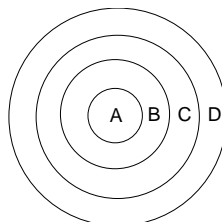


Figure 22 : Evolution de la température en fonction du temps pour la zone A

Ce type de chargement est une excellente approximation puisque l'augmentation de la température est une fonction affine du temps, ce qui correspond à l'augmentation linéaire choisie pour l'application de la température.

Les valeurs de chargement correspondent à la température calculée la plus haute pour chaque zone considérée. Par exemple la zone A est soumise à des températures allant de 8°C en $r=0.004$ à 11°C en $r=0$, la température appliquée au modèle pour cette zone est de 11°C. Ce choix est conservatif. La table 14 montre l'évolution du chargement au moment du premier pulse et du second pour chaque zone.



zone	pulse 1	pulse 2	rayons [mm]
A	11	22	[0-4]
B	8	16	[4-8]
C	4	8	[8-12]
D	1	2	[12-16]

Table 14 : Chargement en fonction de la zone et du pulse

2) Pression

- Analyse transitoire classique (dite 'full') :

Une pression de 1 bar est appliquée. Elle permet de connaître les contraintes globales. Vis-à-vis du CODAP, il est préférable de ne charger qu'en température la fenêtre pour la décomposition des contraintes. Cependant, il est préférable d'appliquer cette pression pour plusieurs raisons :

- la zone de chargement en température est trop petite (environ 8.10^{-4} m^2 pour une surface libre projetée de 1.5 m^2) pour contraindre suffisamment le modèle et faire converger le calcul.
- La pression appliquée est susceptible de faire modifier les fréquences excitées.

- Analyse par la méthode de superposition de modes :

La pression statique est appliquée comme une précontrainte. Elle est le résultat d'un calcul statique donnant les contraintes et la déformée. Ces précontraintes sont ensuite prises en compte lors de l'analyse modale.

7.2.3.7 Résultats

- Modèles

Le modèle en trois dimensions est particulièrement lourd. Il nécessite beaucoup de temps et de mémoire physique. Pour cette raison, il n'a pas pu être utilisé pour une simulation complète du cycle, mais simplement pour un pulse suivi d'une pause de 3 ms. Cette analyse mérite un approfondissement, non seulement pour valider les résultats suivants, mais aussi pour arrêter une méthode définitive permettant de modéliser ce genre de cas.

D'après les résultats obtenus, les quatre modélisations sont équivalentes :

- Modèle 2 dimensions axisymétrique, transitoire, méthode 'FULL'.
- Modèle 2 dimensions axisymétrique, transitoire, méthode de superposition modale.
- Modèle 3 dimensions, transitoire, méthode 'FULL'.
- Modèle 3 dimensions, transitoire, méthode de superposition modale.

Les résultats sont identiques à 99% (rapport entre les résultats en un point donné pour les différentes solutions).

Si la méthode de superposition modale allège le temps de calcul et la taille des fichiers de résultats, elle ne permet la modélisation du phénomène avec souplesse. C'est-à-dire que les effets de la pression, et plus généralement des chargements et conditions initiales, sont délicat à gérer lors du passage de l'analyse modale à l'analyse transitoire. Par contre, elle utilise le même paramètre d'amortissement directement mesurable lors de l'analyse modale expérimentale.

- Déplacements

Des oscillations sont observables. Cependant leur amplitude reste inférieure à $5 \mu\text{m}$. Les premières périodes sont nettes, mais rapidement les oscillations sont perturbées (à partir de $t = 3\text{ms}$). Trois hypothèses sont envisageables. Soit ces perturbations sont physiques et dans ce cas il s'agit du retour de l'onde qui s'est réfléchi sur les conditions aux limites, soit il s'agit d'aberrations numériques, ou encore s'agit-il de la superposition de plusieurs modes.

L'onde se propage à une vitesse de 5000 m/s . Il lui faut parcourir environ 3 mètres pour revenir au point de mesure, distance parcourue en 0.6 ms . Ce temps ne correspond pas à la première perturbation.

L'hypothèse des aberrations numérique est plausible mais ne permet d'expliquer la régularité de la première période.

Finalement, l'hypothèse de fréquences secondaires plus élevées est tout aussi retenue en considérant qu'elles s'additionnent à une fréquence principale.

Le spectre des oscillations en un point situé sur l'apex de la fenêtre donne :

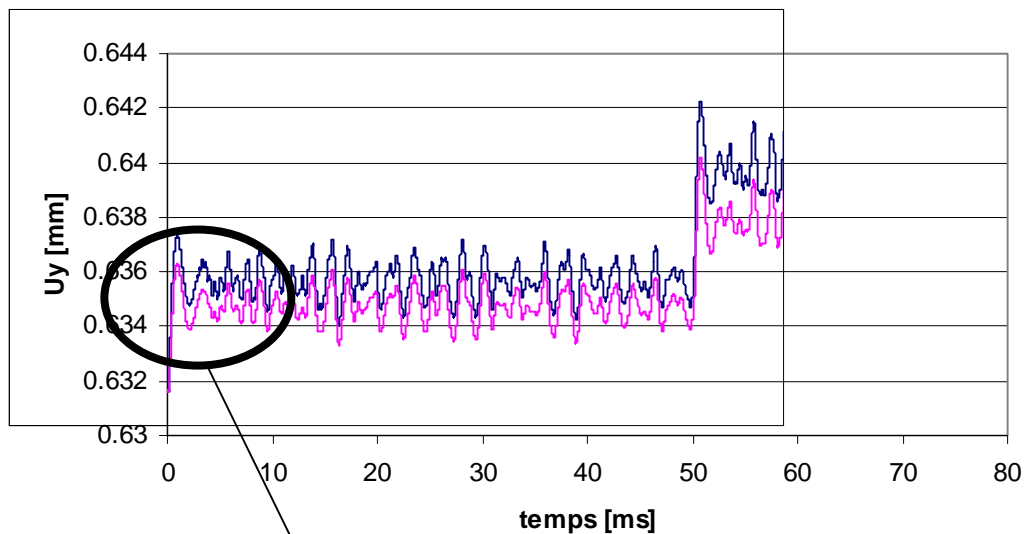


Figure 23 : Déplacements verticaux pendant un cycle complet

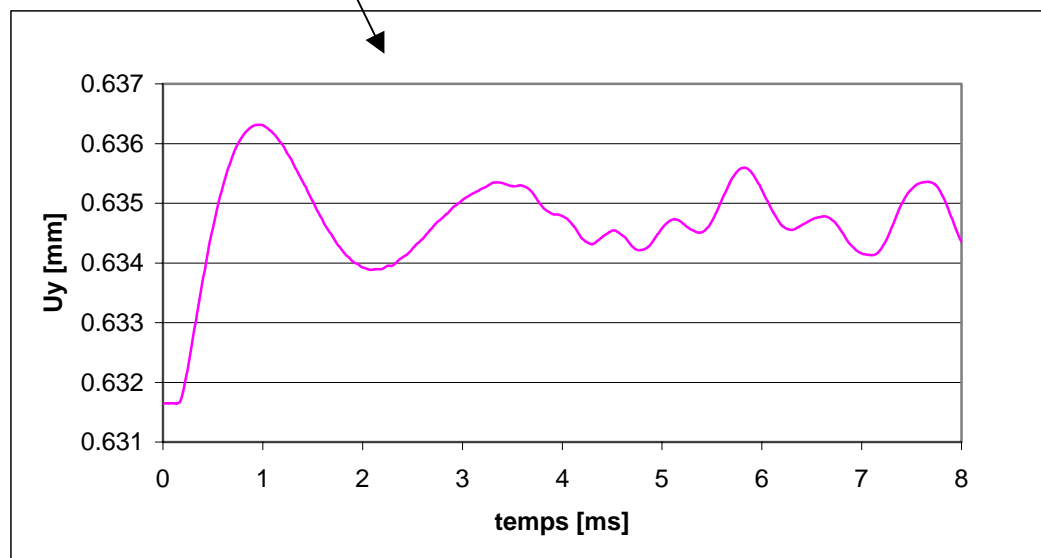


Figure 24 : Déplacements verticaux pendant 8 ms.

Les courbes précédentes ont pour définition : Pas = 0.01ms , 5000*2 sous-étapes (substeps) pour 100 ms analysées, 10000 Hz détectables.

- **Contraintes**

Les contraintes provoquées par l'élévation de température ne dépassent pas 1 MPa. La contrainte se limite principalement à une contrainte statique. Les oscillations observées sont si faibles que leur valeur n'a aucun sens physique. Il n'est pas possible de les dissocier des aberrations numériques. Pour cette raison, il est raisonnable de les considérer nulles. Cette conclusion est cohérente étant donné les paramètres

géométriques et physiques appliqués à la simulation : l'aire bombardée ne représente que 0.08% de l'aire projetée de la fenêtre.

La contrainte au niveau du congé est de 91 MPa. Cette contrainte oscille entre 91.1 et 91.24 MPa, ce qui illustre l'observation précédente. La contrainte calculée correspond à la contrainte statique due à la pression de 0.1 MPa.

Sur le congé qui était la partie délicate de la modélisation, les contraintes dynamiques sont nulles. L'onde n'a pas d'influence sur cette portion de la fenêtre.

7.2.3.8 Conclusion

Les fichiers générant les calculs sont définitifs et permettent d'obtenir des résultats exploitables. Cependant la lourdeur des fichiers générés ne permet pas la simulation d'un cycle entier. Le lancement d'un cycle complet sur une machine disposant de suffisamment de mémoire de stockage devrait permettre une analyse plus approfondie (influence de l'amortissement, succession de cycles, etc.).

Le niveau de contraintes observé permet de conclure sur la faible influence du faisceau pour 2 pulses uniquement, soit un cycle. La succession de plusieurs cycles entraînera l'augmentation locale de la température de 11°C / pulse. Le nombre de cycles avant l'arrêt du faisceau doit être validé.

8. CONCLUSION

1. Ce rapport présente les résultats de calcul par éléments finis de la fenêtre d'entrée en titane du CNGS, pour trois situations :
 - en condition normale d'utilisation.
 - en essai de résistance.
 - lorsque le faisceau de proton manque la cible.
2. D'après le calcul numérique, la fenêtre est validée pour ces trois situations. Les deux premières ont également été soumises aux critères du CODAP
3. Les hypothèses utilisées pour le calcul thermique sont à valider lorsque l'état d'avancement du projet le permettra (géométrie, apport calorifique du tunnel, ventilation des différentes zones...).
4. La zone à risque de la fenêtre est le congé. Dans cette zone, les contraintes ont été analysées de manière conservatives. Les contraintes relevées sont tout de même acceptables.
5. Reste à valider le processus de fabrication (choix de la matière, soudage, mise en forme, traitements thermiques, usinage éventuel, état de surface, validation d'une épaisseur constante et connue, etc.) incluant des critères qui ne peuvent être simulés par la méthode des éléments finis.
6. Etant donné les risques et les conséquences en cas de rupture de la fenêtre, une série de tests doit être mise en place.
7. Une étude doit être menée pour connaître les conséquences (onde de choc, aspiration, etc.) d'une rupture accidentelle de la fenêtre sur le milieu extérieur (alentours immédiats du tube et zones habitées).
8. Dans l'état actuel des hypothèses, le choc n'a pas d'influence néfaste sur la fenêtre.
9. Un outil est désormais disponible pour modéliser l'effet d'un choc thermique par la méthode des éléments finis.

9. BIBLIOGRAPHIE

- [1] <http://lhc.web.cern.ch/lhc/>
- [2] C.H. Llewellyn Smith , *A quoi sert la recherche de base*,
http://public.web.cern.ch/Public/bs_1_fr.html
- [3] <http://proj-cnsgs.web.cern.ch/proj-cnsgs/>
- [4] *plan EA-8088-1400-1*
plan EA-8088-1401-1-A.
plan EA-8088-1402-0-A.
plan EA-8088-1404-1-A.
plan EA-8088-1405
plan EA-8088-1406-3
plan EA-8088-1498-1
- [5] Bogusz Wladyslaw, Dzygadło Zbigniew, Rogula Dominik, Sobczyk Kazimierz, Solarz Lech, *Vibrations*, PWN-Polish Scientific Publishers, Warszawa, 1992.
- [6] CODAP, *Code français de construction des appareils en pression non soumis à l'action de la flamme*, édition 1995.
- [7] Mazurkiewicz Zbigniew E, Nagórski Roman T., *Shells of Revolution*, PWN-Polish Scientific Publishers, Warszawa, 1987.
- [8a] Contimet, *Les propriétés du titane et des alliages de titane*, contimet GmbH – Krefeld, édition avril 1971. P10-11.
- [8b] <http://metals.about.com/industry/metals/library/bl-properties.htm>
<http://www.efunda.com/home.cfm>
- [9a] Afnor technique, *Guide de validation des progiciels de calculs de structures*
- [9b] Warren C. Young, *Roark's formulas for stress & strain*, 1989.
- [10] Elsener/PUBLIC/cnsgsminutes/project_team_minutes/cnsgs_project_team_minutes-34.pdf
- [11] Incropera Franck C., De Witt David P., *Fundamentals of heat and mass transfert*, forth edition, John Wiley & Sons, New York, 1996.
- [12] Sievers Peter, *Elastic stress waves in matter due to rapid heating by an intense high-energy particle beam*, CERN, Geneva, 1974.
- [13] Benechet Aurélien, *Etude de la fenêtre d'entrée du tunnel de désintégration du projet CNGS*, CERN, Genève, 2001.