

TECHNICAL NOTE MT-ESH/93-13

ANALYSE DES CONTRAINTES DANS LES
JONCTIONS SOUDEES A COLLERETTE DES
TUBES FROIDS DES PROTOTYPES D'AIMANTS
DIPOLES LHC.

J-Cl. BRUNET /	MT-ESH
T. KURTYKA /	MT-ESH
L. NIKITINA /	MT-ESH
F. SAVARY /	MT-ESH

Sommaire

		page
1	Introduction	3
2	Description de l'assemblage concerné	3
3	Les différents cas de charge	3
4	Matériaux, contraintes admissibles	3
5	Estimation des sollicitations	
5-1	Sollicitations mécaniques induites par l'effet de la pression	4
5-2	Sollicitations mécaniques induites par le gradient thermique durant le refroidissement	5
5-3	Récapitulatif des efforts appliqués	6
6	Analyse des contraintes	
6-1	Analyse aux éléments finis	6
6-2	Analyse des contraintes suivant la section C10 du CODAP	6
7	Test d'éclatement	8
8	Conclusions	9
9	Références	10

1 Introduction

Cette note a pour objet le dimensionnement des jonctions soudées à collerette des tubes froids, "cold bore", sur les fonds plats d'extrémité des prototypes longs d'aimants dipôles LHC.

2 Description de l'assemblage concerné

L'assemblage concerné est défini sur la figure 1 en annexe. Il s'agit de la connexion du tube froid au fond plat du tonneau au moyen de deux collerettes soudées d'épaisseur 3 et 4 mm.

La collerette d'épaisseur 3 mm est soudée au tube froid par l'intermédiaire d'une bague de renforcement. La collerette d'épaisseur 4 mm est soudée sur le fond par l'intermédiaire d'une tubulure courte avec soudure pénétrante.

3 Les différents cas de charge

La jonction soudée est calculée pour les trois cas de charge suivants:

A- en condition de test (pneumatique) de pression: $p_t = 26$ bars, et $T = 300$ K,

B- en régime transitoire de refroidissement des aimants avec de l'hélium gazeux pompé dans la masse froide sous une pression p_c : $p_c = 20$ bars, T varie de 300 à 1,8 K,

C- en condition de transition résistive avec une pression p_2 : $p_2 = 20$ bars, et $T = 1,8$ K.

Les conditions normales de service sont: $p = 1$ bar, et $T = 1,8$ K. Ces conditions étant beaucoup moins critiques que celles définies ci-dessus, elles ne seront pas détaillées dans les calculs. Les conditions de pression définies en B et C définissent les conditions normales de calcul.

4 Matériaux, contraintes admissibles

Les tubes froids sont fabriqués en acier inoxydable 316 L Z2 CND 17.12 selon NFA 49117 [1].

Les autres composants sont fabriqués en acier inoxydable 316 LN. Nous considérerons donc les caractéristiques mécaniques plus faibles de l'acier 316 L. Les valeurs disponibles aux basses températures sont données à titre informatif pour le 316 LN.

Les propriétés mécaniques de ces aciers sont données ci-dessous:

à $T = 300$ K [1], 316 L $R_{p0,2} = 17,5$ daN/mm²,
 $R_m = 47$ daN/mm²,

à $T = 77$ K [2], 316 LN $R_{p0,2} = 22,5$ daN/mm²,
 $R_m = 120$ daN/mm²,

à $T = 1,8$ K [2], 316 LN $R_{p0,2} = 60$ daN/mm²,
 $R_m = 165$ daN/mm²,

Les contraintes admissibles sont définies de la manière suivante:

$$f = z \times R_m / S_F \quad (4.1) \quad \begin{array}{l} S_F = \text{coefficient de sécurité,} \\ z = \text{coefficient de soudure.} \end{array}$$

Cette définition donne les valeurs suivantes pour les conditions normales de service:

$$\text{à } T = 300 \text{ K,} \quad S_F = 4 \quad (4.2)$$

$$z = 0,85 \quad (4.3)$$

$$f_1 = 10 \text{ daN/mm}^2 \quad (4.4)$$

$$\text{à } T = 1,8 \text{ K,} \quad S_F = 4 \quad (4.5)$$

$$z = 0,85$$

$$f_{1-1,8 \text{ K}} = 35 \text{ daN/mm}^2,$$

et pour les conditions de test:

$$\text{à } T = 300 \text{ K,} \quad S_F = 2 \quad (4.6)$$

$$z = 0,85 \quad (4.7)$$

$$f_2 = 20 \text{ daN/mm}^2 \quad (4.8)$$

Les contraintes définies plus loin comme contrainte de type secondaire au sens du CODAP seront limitées par la valeur admissible $3 \times f$. Cependant, et dans ce cas particulier seulement, nous considérerons comme valeur admissible la limite élastique $R_{p0,2}$ dans tous les cas où la valeur admissible est supérieure à cette limite élastique.

5 Estimation des sollicitations

5-1 Sollicitations mécaniques induites par l'effet de la pression:

Ces sollicitations sont induites d'une part par la déformation des fonds plats provoquant à la fois une elongation et une flexion du tube froid monté excentriquement sur le fond, et d'autre part aussi par l'action locale de la pression sur la jonction.

Les sollicitations induites par la déformation des fonds plats sont estimées de la manière suivante:

5-1-1 F_{y1} , effort longitudinal dû à la déformation des fonds plats:

soient,

$$d = \text{déformation du fond au droit du passage du tube froid} \\ = 0,57 \text{ mm (cf. analyse aux éléments finis et tests de pression des fonds [3]),}$$

$$\Delta l = \text{allongement total du tube froid, } \Delta l = 2 \times d \\ = 1,14 \text{ mm,}$$

$$\varepsilon = \text{déformation axiale, } \varepsilon = \Delta l / l = 1,14 / 10000 \text{ (avec } l = \text{longueur du tube froid),}$$

$$\sigma = \text{contrainte dans le tube froid, } \sigma = \varepsilon \times E = 2 \times 10^4 \times 1,14 \times 10^{-4} \\ = 2,3 \text{ daN/mm}^2,$$

Finalement,

$$F_{yI} = A_{CBT} \times \sigma = 210 \times 2,3 = 480 \text{ daN}, \quad (5.1)$$

avec $A_{CBT} = 210 \text{ mm}^2$ aire de la section droite du tube froid

5-1-2 M, moment fléchissant dû à la déformation des fonds plats:

soient,

$$\theta = \text{pente donnée par la déformation du fond plat au droit du passage du tube froid} \\ = 1,52 \times 10^{-3} \text{ rad (cf. [3])},$$

$$J = \text{moment d'inertie du tube froid} \\ = 51940 \text{ mm}^4,$$

Finalement,

$$M = \frac{\theta \times E \times J}{l_1} = \frac{1,52 \times 10^{-3} \times 2 \times 10^4 \times 51940}{300} \quad (5.2)$$

$$= 5,3 \times 10^3 \text{ daN} \times \text{mm}, \quad (5.3)$$

avec $l_1 = 300 \text{ mm}$, portion de tube froid considérée comme soumise à la flexion, si nous supposons que le tube froid est encastré dans l'aimant au droit des tôles de fermeture de la culasse (distances de 300 mm des fonds du tonneau). En fait, la formule (5.2) utilisée surestime les contraintes réelles de flexion puisqu'il existe un jeu radial entre le tube froid et la bobine supraconductrice.

5-2 Sollicitations mécaniques induites par le gradient thermique pendant le refroidissement:

Le cas de charge B est particulier par le fait qu'il comprend des charges additionnelles induites par les gradients thermiques pendant la phase transitoire de refroidissement des aimants.

Ces sollicitations ici considérées sont induites par la différence de température existant entre le tube froid et les autres parties de l'aimant. Le tube a une température inférieure à celle des autres parties de l'aimant. Des essais ont montré que cette différence de température n'est pas importante. Nous considérerons une valeur moyenne pessimiste de ce $\Delta T = 10 \text{ K}$.

Cette différence de température induit des efforts longitudinaux dans le tube froid:

$$F_t = A_{CBT} \times E \times \alpha \times \Delta T = 730 \text{ daN} \quad (5.4)$$

Nous avons ici considéré, par soucis de simplification, la valeur du coefficient de contraction thermique de l'acier inoxydable correspondant à la température ambiante, 300 K, soit $\alpha = 16,5 \times 10^{-6}$.

Durant le refroidissement, les forces induites d'origine thermique F_t seront additionnées aux forces longitudinales dues à la déformation des fonds F_{yI} , ce qui donne l'effort longitudinal total suivant:

$$F_y = F_{yI} + F_t = 1210 \text{ daN} \quad (5.5)$$

5-3 Récapitulatif des efforts appliqués:

Les sollicitations agissant sur la jonction soudée pour les trois cas de charge décrits plus haut sont résumées dans le tableau suivant:

	Pression [bar]	Effort longitudinal [daN]	Moment de flexion [daN x mm]
A- Test de pression	26	-624	$6,9 \times 10^3$
B- Refroidissement	20	-1210	$5,3 \times 10^3$
C- Transition résistive	20	-480	$5,3 \times 10^3$

Tableau 1- Sollicitations

Le signe négatif devant les efforts longitudinaux indique que cette force agit vers l'intérieur de l'aimant, en sens opposé à celui de l'action de la pression p.

6 Analyse des contraintes

6-1 Analyse aux éléments finis

Les résultats des calculs aux éléments finis (logiciel ANSYS version 4.4A) sont résumés dans le tableau 2. Les valeurs reprises dans ce tableau sont des contraintes équivalentes calculées sur base de la théorie du cisaillement maximum (comme demandé dans le CODAP, section C.10.1.3.7.4).

Les contraintes sont données pour différents composants et soudures de la jonction à collerette, à la fois pour les actions séparées des sollicitations (p, F_y , M), et pour l'action combinée de ces trois sollicitations (Σ).

6-2 Analyse des contraintes suivant la section C10 du CODAP

Les résultats des calculs sont ici analysés suivant les règles définies dans la section C10 du CODAP. Les sollicitations sur la jonction soudée ont été classées en contraintes de type primaire ou secondaire selon leur origine avec comme valeurs admissibles des contraintes f et 3f respectivement. Les sollicitations d'origine thermique, ainsi que les déplacements entravés ou imposés, sont classés dans la catégorie des contraintes secondaires. Le tableau C10.1.6 du CODAP a servi de référence pour établir la classification des contraintes.

6-2-1 Cas de charge A, condition de test

Les contraintes sont calculées dans les 7 soudures de l'assemblage et dans le métal de base (tube et collerette), voir pour cela le tableau n°2. Nous analysons les cas les plus critiques pour lesquels les contraintes sont les plus élevées.

⇒ Nous considérons la soudure la plus sollicitée, soit la soudure n° 3:

1-la pression p engendre dans la soudure n°3 des contraintes primaires locales de membrane. La contrainte équivalente primaire locale de membrane doit vérifier l'inégalité suivante:

$$\sigma_{eq, PL} = 4,2 \text{ daN/mm}^2 \leq 1,5 \times f_2 = 30 \text{ daN/mm}^2$$

2-l'effort F_y et le moment fléchissant M engendrent une contrainte équivalente ayant pour origine un déplacement imposé:

$$\sigma_{eq} (Q_m + Q_b)$$

3-la combinaison des sollicitations p , F_y et M , engendre la contrainte résultante équivalente suivante:

$$\begin{aligned} \sigma_{eq} (P_L + Q_m + Q_b) &= 12,1 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times f_2 = 60 \text{ daN/mm}^2 \end{aligned}$$

⇒ Nous considérons la matière de base la plus sollicitée, soit le tube froid n° 7:

1-la pression extérieure p engendre dans le tube froid la contrainte équivalente suivante:

$$\sigma_{eq} (P_m + Q_b) = 4,3 \text{ daN/mm}^2$$

↓

contrainte équivalente, résultante des contraintes primaires P_m et secondaires Q_b

$$\begin{aligned} \sigma_{eq} (P_m + Q_b) &= 4,3 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times R_m/2 = 70,5 \text{ daN/mm}^2 \end{aligned}$$

2-l'effort F_y et le moment fléchissant M engendrent une contrainte équivalente ayant pour origine un déplacement imposé:

$$\sigma_{eq} (Q_m + Q_b)$$

3-la combinaison des sollicitations p , F_y et M , engendre la contrainte résultante équivalente suivante:

$$\begin{aligned} \sigma_{eq} (P_m + Q_m + Q_b) &= 10,4 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times R_m/2 = 70,5 \text{ daN/mm}^2 \end{aligned}$$

6-2-2 Cas de charge B, régime transitoire de refroidissement

Comme pour le cas de charge A, les contraintes sont données dans le tableau n° 2. De nouveau nous analysons les cas les plus critiques avec les contraintes les plus élevées.

⇒ Nous considérons la soudure la plus sollicitée, soit la soudure n° 3:

1-la pression p engendre dans la soudure n°3 des contraintes primaires locales de membrane. La contrainte équivalente primaire locale de membrane doit vérifier l'inégalité suivante:

$$\sigma_{eq, PL} = 3,2 \text{ daN/mm}^2 \leq 1,5 \times f_1 = 15 \text{ daN/mm}^2$$

2-l'effort F_y et le moment fléchissant M engendrent une contrainte équivalente ayant pour origine un déplacement imposé:

$$\sigma_{eq} (Q_m + Q_b)$$

3-la combinaison des sollicitations p, F_y et M, engendre la contrainte résultante équivalente suivante:

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} (PL + Qm + Qb) &= 16,3 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times f_1 = 30 \text{ daN/mm}^2\end{aligned}$$

⇒ Nous considérons la manière de base la plus sollicitée, soit le tube froid n° 7:

1-la pression extérieure p engendre dans le tube froid la contrainte équivalente suivante:

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} (Pm + Qb) &= 3,2 \text{ daN/mm}^2 \\ \downarrow \\ &\text{contrainte équivalente, résultante des contraintes primaires } P_m \text{ et secondaires } Q_b\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} (Pm + Qb) &= 3,2 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times R_m/4 = 35,2 \text{ daN/mm}^2\end{aligned}$$

2-l'effort F_y et le moment fléchissant M engendrent une contrainte équivalente ayant pour origine un déplacement imposé:

$$\sigma_{eq} (Qm + Qb)$$

3-la combinaison des sollicitations p, F_y et M, engendre la contrainte résultante équivalente suivante:

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} (Pm + Qm + Qb) &= 12,7 \text{ daN/mm}^2 \\ &\leq R_{p 0,2} = 17,5 \text{ daN/mm}^2 \leq 3 \times R_m/4 = 35,2 \text{ daN/mm}^2\end{aligned}$$

6-2-3 Cas de charge C, transition résistive

Ce cas de charge ne nécessite pas une analyse détaillée car les sollicitations induites dans ce cas de figure sont inférieures à celles des cas A et B.

7 Test d'éclatement

Afin de satisfaire aux exigences de la réglementation, des tests d'éclatement ainsi que des tests de fatigue ont été effectués sur des assemblages représentatifs de la liaison soudée à collerette.

Le descriptif du mode opératoire et du matériel utilisé est détaillé dans la référence [5].

Le nombre de cycles de pression et/ou déplacement vus par l'assemblage durant sa durée de vie est égal, au maximum, à 20. Nous avons donc fixé le nombre de cycles de mise en pression à 100. Il s'agit du test de fatigue.

Le test hydrostatique d'éclatement nous permet de déterminer la pression maximum admissible en service. Il n'a pas été possible de faire éclater les pièces à la pression maximum admissible par le système de mesure mis en place, à savoir 160 bars.

La section I.13.11.3 du CODAP n'est pas applicable dans notre cas parce que les matériaux mis en oeuvre sont des aciers inoxydables austénitiques (voir pour cela la section

I.13.11 du CODAP, introduction). Nous avons alors utilisé les relations du code ASME § UG 101 pour déterminer la pression maximale admissible en service:

$$P = \frac{B}{5} \times \frac{S_u \times E}{S_{up}}$$

B = pression d'éclatement,
dans notre cas, pression maximale atteinte pendant l'essai
= 160 bars

E = 1

S_u = Résistance à la traction du matériau, valeur minimale = 470 N/mm²

S_{up} = Résistance à la traction du matériau, valeur maximale = 720 N/mm²

$$P = \frac{160}{5} \times \frac{470 \times 1}{720}$$

$$P = 21 \text{ bars}$$

8 Conclusions

Les contraintes restent en deçà des valeurs admissibles dans tous les cas de charge présentés. D'autre part, nous pouvons constater sur les sorties graphiques ci-annexées que les maxima de contraintes sont situés dans des zones très localisées.

En ce qui concerne le cas de charge B, en condition transitoire de refroidissement, les déplacements induits par les ΔT provoquent des contraintes plus importantes. Cependant, ces contraintes dues à des déplacements imposés sont considérées par le CODAP comme des contraintes de type secondaire et sont limitées par des valeurs admissibles plus importantes. Les contraintes restent ainsi partout inférieures aux valeurs admissibles.

Les essais de fatigue et d'éclatement permettent de valider le dimensionnement de cette jonction particulière à collerette. Le facteur de sécurité vis-à-vis de la tenue en fatigue est égal à 5 et la pression maximale admissible en service déterminée grâce à l'essai d'éclatement est supérieure à la pression de calcul.

9 Références

- [1] NFA 49-117, septembre 1985: "*Norme française pour tubes sans soudure à extrémités lisses pour transport de fluide et autres usages. Aciers inoxydables ferritiques et austénitiques*".
- [2] M.-Pierre Reinert: "*Caractérisation mécanique et magnétique des aciers inoxydables austénitiques à basse température*", Mémoire de stage de fin d'études, CERN MT-SM, 1992.
- [3] T. Kurtyka, J-Cl. Brunet: "*Strength Analysis of the LHC dipole magnet ends*", CERN Technical note MT-ESH/91-26, December 1991.
- [4] CODAP, *Code français de construction des appareils à pression non soumis à l'action de la flamme*, Edition 1990.
- [5] A. Jacquemod, Cl. Margaroli, F. Savary: "*Test hydrostatique d'éclatement et de fatigue sur collerette de tube cold bore*", 18/10/93.

** Annexes

Tableau 2, Résultats du calcul aux éléments finis.

Sorties graphiques donnant la distribution des contraintes dans la jonction.

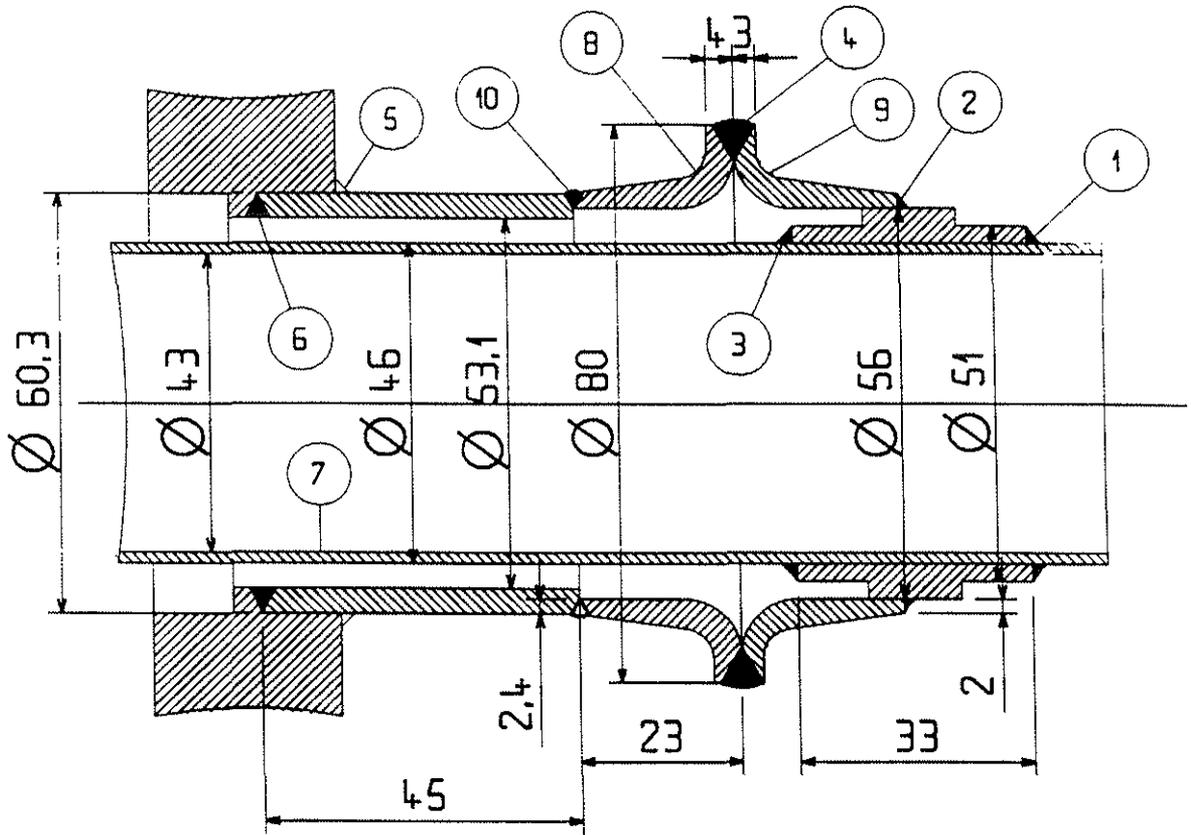
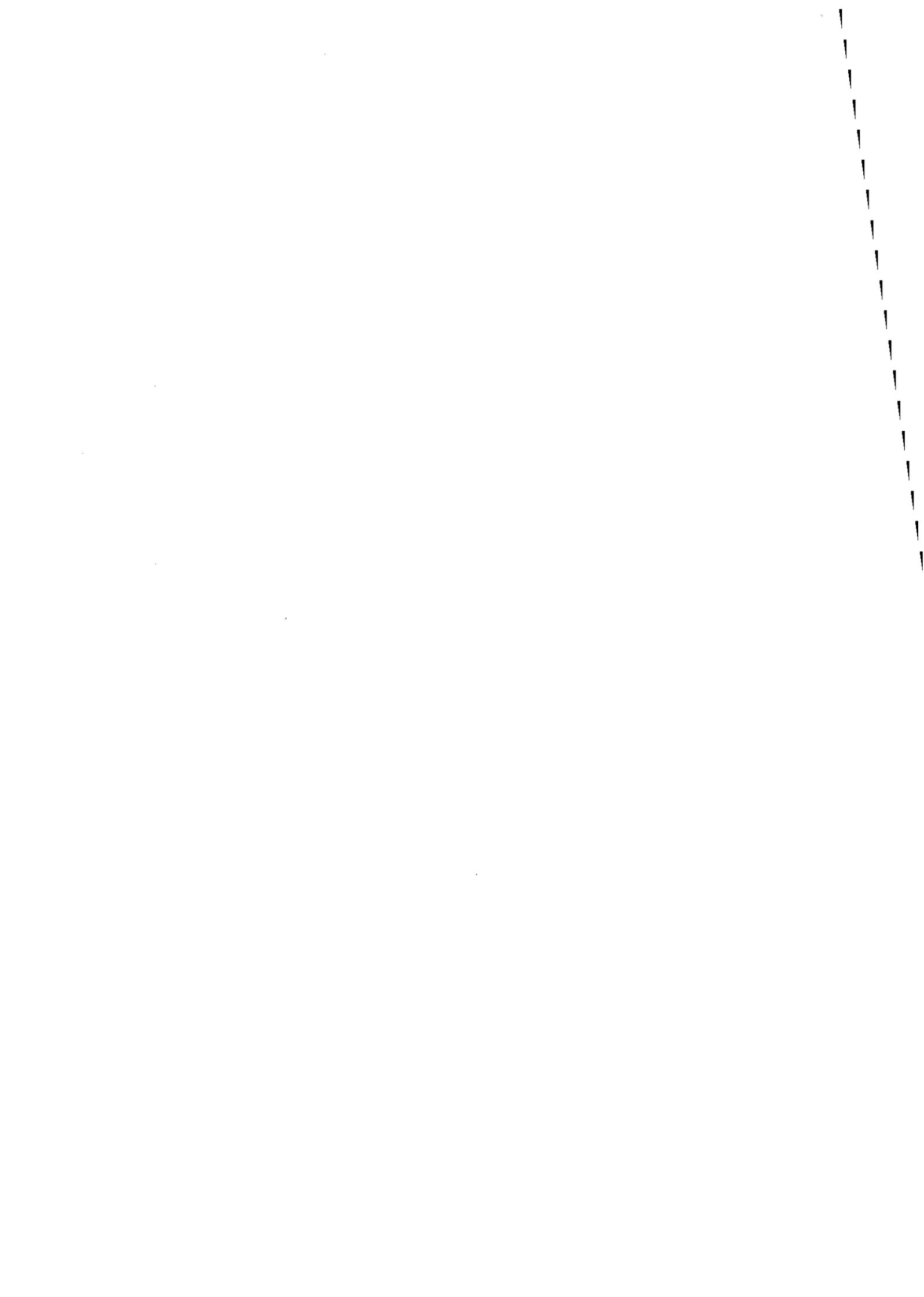


Figure 1 - Détail de la jonction à collerette

Cas de charge:	A- Test de pression				B- Refroidissement			
	p 26	F _v 624	M 6860	Σ	p 20	F _v 1210	M 5300	Σ
Localisation:								
1	0,3	1,35	0,62	2,0	0,6	2,5	0,7	3,1
2	3,6	3,6	2,8	7,5	2,6	7,0	2,4	9,1
3	4,2	6,0	5,7	12,1	3,2	11,6	4,4	16,3
4	7,7	7,3	4,5	6,2	5,9	14,2	3,5	14,5
5	2,1	2,1	1,7	4,3	1,6	3,9	1,3	5,6
6	1,1	0,83	0,62	1,2	0,94	1,5	0,4	1,8
7	4,3	3,0	3,2	10,4	3,2	5,7	2,5	12,7
8	3,0	3,3	2,3	6,2	2,4	6,5	1,8	7,3
9	3,0	4,0	2,7	3,6	2,4	7,7	1,9	9,1
10	3,0	3,1	2,5	6,0	2,4	5,9	1,7	7,3

Tableau 2- Résultats du calcul aux éléments finis

p exprimée en bar,
 F_v exprimée en daN,
 M exprimé en daN x mm
 Valeur des contraintes exprimées en daN/mm²

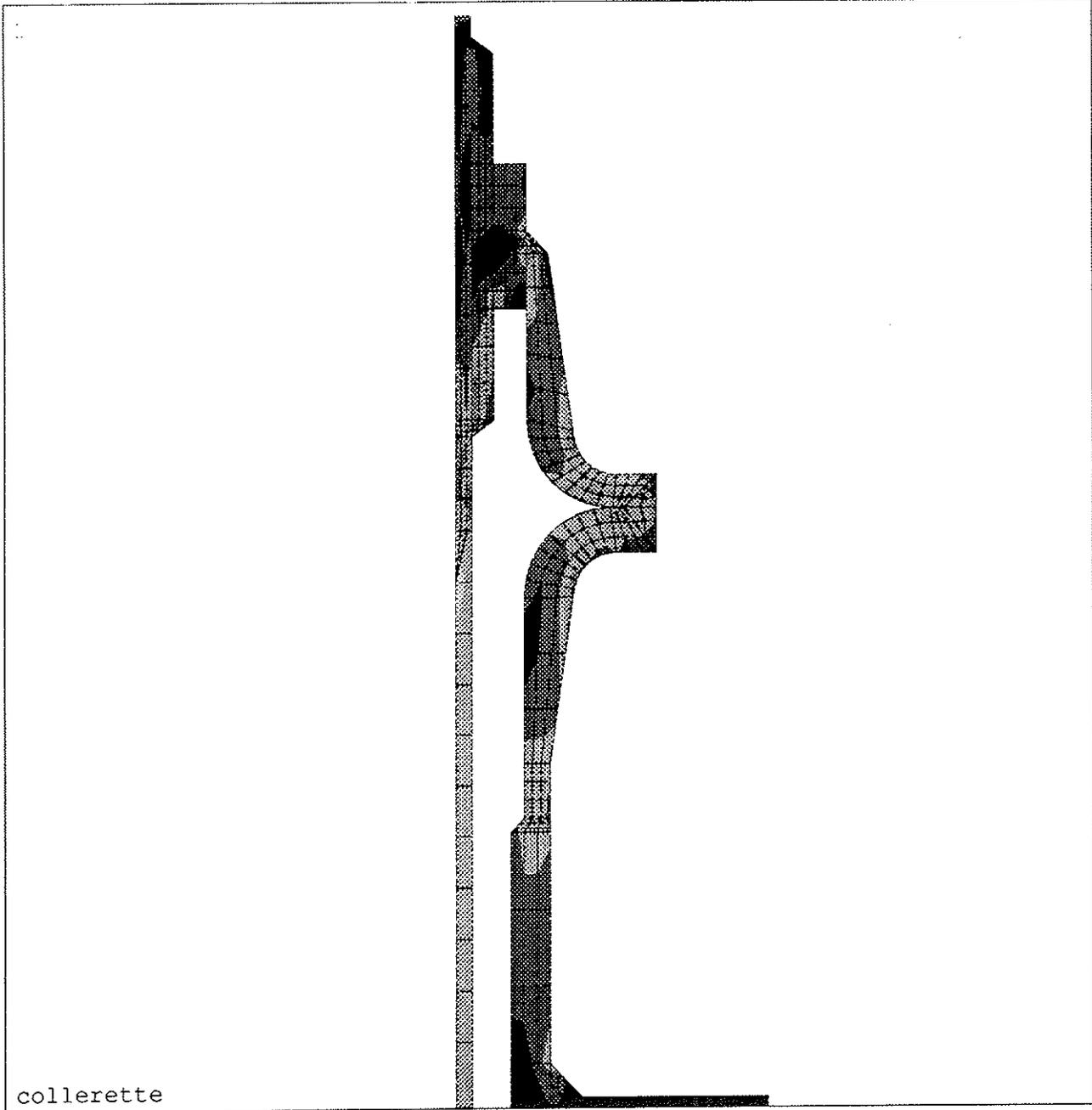


ANSYS 4.4A1
NOV 18 1993
11:13:48
PLOT NO. 3
POST29
STRESS PLOT

S.I.
ANGLE= 180.
SMIN=0.041236
SMAX=16.269

ZV =1
*DIST=49.873
*XF =30.166
*YF =343.872

0.041236
1.844
3.647
5.451
7.254
9.057
10.86
12.663
14.466
16.269

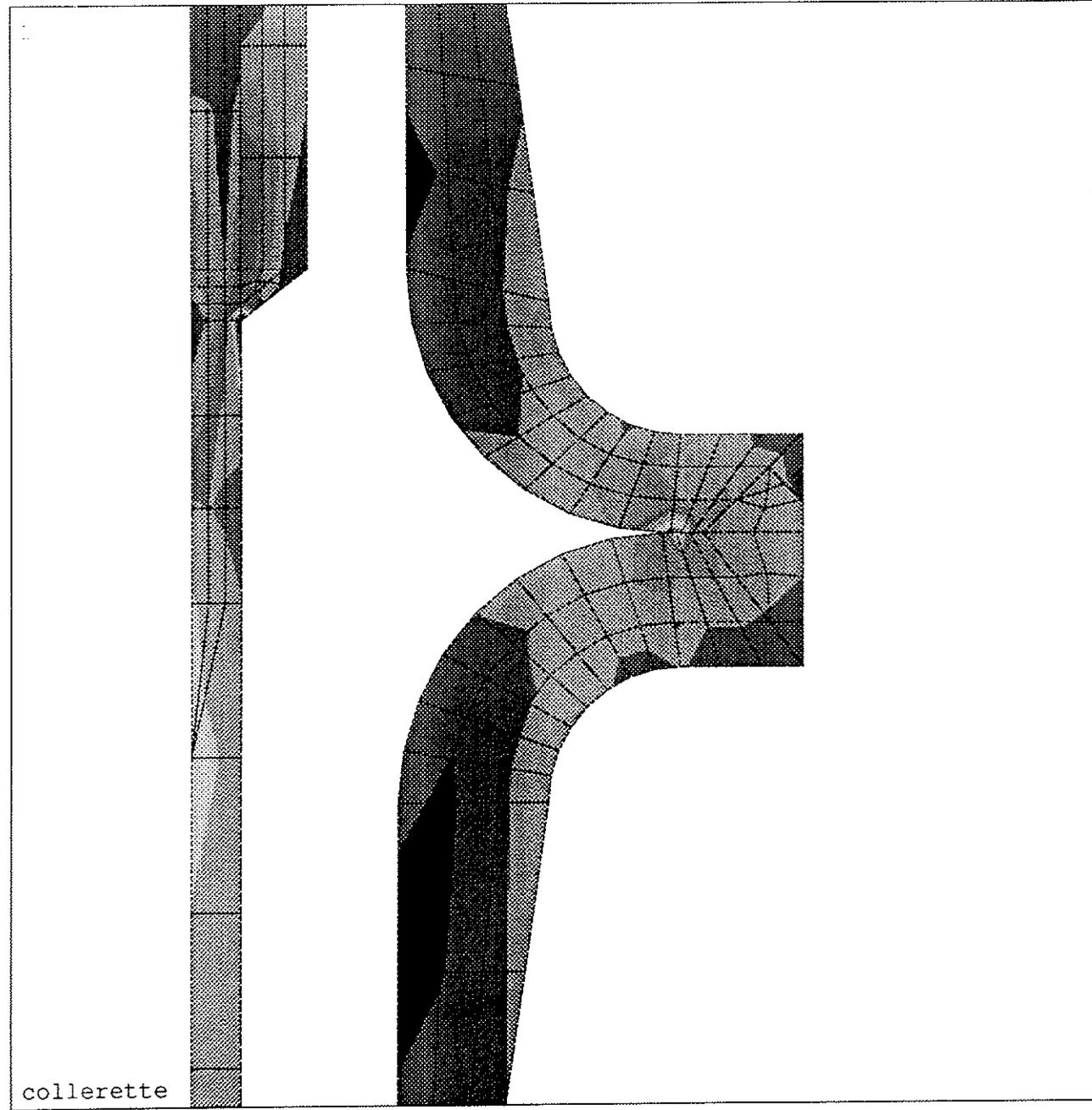
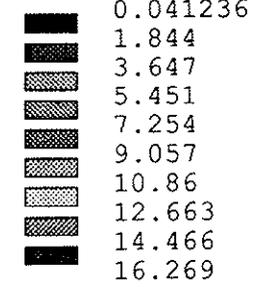


collerette

ANSYS 4.4A1
NOV 18 1993
11:11:40
PLOT NO. 2
POST29
STRESS PLOT

S.I.
ANGLE= 180.
SMIN=0.041236
SMAX=16.269

ZV =1
*DIST=16.424
*XF =32.471
*YF =347.464



collerette