

Partie A – Première partie : étude du point de vue métallurgique

QA1 : Exigences sur le lopin de départ

Les exigences sur la pièce brute livrée sont les suivantes : - état recuit

- structure équiaxe $\alpha + \beta$ homogène.

QA1-1 : Structure pour le lopin

Sur le document DTA1 on observe les mêmes exigences de structure pour le lopin de départ.

La lecture et la synthèse rapide du document DTA2 faisait ressortir les points clés suivants :

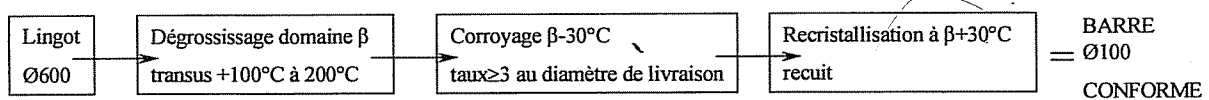
- L'état recuit est une garantie de stabilité de la phase $\alpha + \beta$
- La macrostructure fine et régulière donne un écoulement homogène lors du matriçage,
- La microstructure équiaxe donne de meilleures conditions pour les traitements thermiques éventuels.

Cette microstructure est obtenue par un dégrossissage du lingot dans le domaine β et une dernière phase de corroyage à température inférieure au transus β .

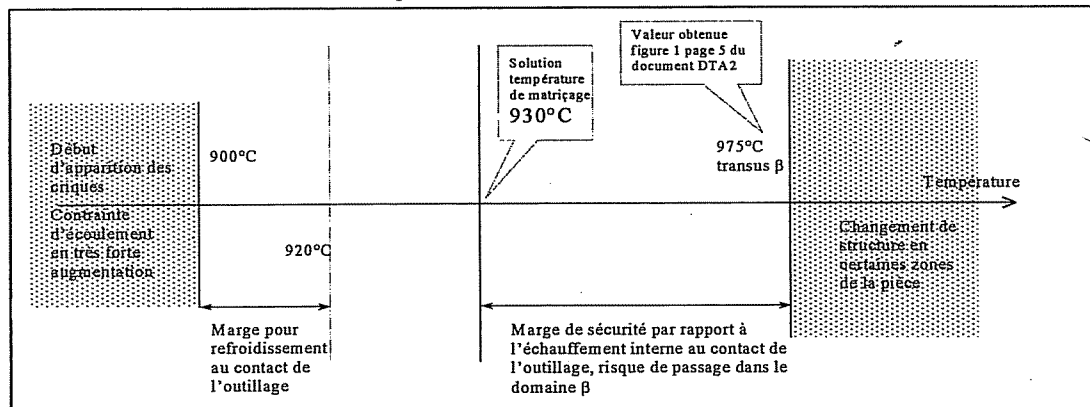
La structure équiaxe est recommandée pour les pièces de sécurité, elle procure un gain en résistance à la fatigue.

La microstructure fine et régulière du lopin sera conservée sous réserve d'effectuer toutes les opérations de corroyage sur le lopin à une **température inférieure au transus β** .

On constate que pour le lopin de départ (barre de $\varnothing 100$), les conditions sont réunies pour obtenir une structure équiaxe.

QA1-2 : Conditions d'élaboration du matériau de départ**QA2 : Domaine de forgeage**

La pièce brute matriçée doit avoir une structure de type $\alpha + \beta$ homogène, elle sera obtenue par transformations thermo-mécaniques dans le domaine $\alpha + \beta$ **sans jamais repasser dans le domaine β** . Les différentes données du document DTA2 permettaient d'établir le schéma de synthèse suivant :

**QA3 : Définition des moyens**

Analyse	Vitesse rapide	La contrainte d'écoulement augmente ainsi que l'échauffement interne
	Vitesse moyenne	compromis
	Vitesse lente	La contrainte d'écoulement augmente du fait de la perte de température au contact de l'outillage

Machine (Solution idéale) : utilisation d'une presse hydraulique avec régulation de vitesse en matriçage isotherme, l'outillage est maintenu en température (ce qui augmente le coût de l'opération).

Chauffage : dans un four à atmosphère contrôlée à 930°C (pièce placée debout sur support réfractaire ajouré)

Partie A - Deuxième partie : détermination de la consistance

QA4-1 : Expression de la vitesse de déformation généralisée

Rappel des hypothèses de travail et analyse de la figure de modélisation du test de torsion :

L'angle unitaire de torsion est $\varphi = \frac{\theta}{L}$ avec θ angle de déformation total de l'éprouvette.

Pour la section étudiée, à la distance z , l'angle de déformation est $\gamma = \varphi \times z$ avec $z = \text{constante}$ et $r = \text{constante}$.

Par dérivation, un point M de coordonnées $(r, 0, z)$ a pour vitesse $r \times \dot{\gamma} = r \times \dot{\varphi} \times z$ sur \vec{y} , son "petit" déplacement est $r \times \gamma = r \times \varphi \times z$ selon \vec{y} .

Les paramètres de la déformation sont r , φ et z (respectivement x , y , z). Les notations précisées dans le document DTA3 page 2 indiquent la façon de noter les déplacements dans le repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$:

$U_{\vec{x}} = 0$ selon \vec{x} , $V_{\vec{y}} = r\varphi z$ selon \vec{y} , $W_{\vec{z}} = 0$ selon \vec{z} .

On en déduit les composantes du vecteur vitesse de déplacement du point M :

$$u_{\vec{x}} = 0; v_{\vec{y}} = r\dot{\varphi}z; w_{\vec{z}} = 0.$$

Il est possible de déterminer les éléments du tenseur des vitesses de déformation :

$$\dot{\varepsilon}_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial(0)}{\partial r} = 0; \dot{\varepsilon}_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial(r\dot{\varphi}z)}{\partial \varphi} = 0; \dot{\varepsilon}_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z} = \frac{\partial(0)}{\partial r} = 0$$

$$\dot{\varepsilon}_{xy} = \dot{\varepsilon}_{yx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(0)}{\partial \varphi} + \frac{\partial(r\dot{\varphi}z)}{\partial r} \right) = 0 \text{ car } r \text{ ne varie pas.}$$

$$\dot{\varepsilon}_{yz} = \dot{\varepsilon}_{zy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(r\dot{\varphi}z)}{\partial z} + \frac{\partial(0)}{\partial \varphi} \right) = \frac{1}{2} r\dot{\varphi}$$

$$\dot{\varepsilon}_{xz} = \dot{\varepsilon}_{zx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial(0)}{\partial z} + \frac{\partial(0)}{\partial r} \right) = 0$$

Le tenseur des vitesses de déformation généralisée se résume donc de la façon suivante :

$$\left[\dot{\varepsilon}_{ij} \right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r\dot{\varphi}/2 \\ 0 & r\dot{\varphi}/2 & 0 \end{bmatrix} \text{ et la vitesse de déformation généralisée est donnée par } \dot{\varepsilon}(t) = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}}$$

$$\text{Le produit } \dot{\varepsilon}_{ij} \cdot \dot{\varepsilon}_{ij} = \left[\dot{\varepsilon}_{ij} \right] \cdot \left[\dot{\varepsilon}_{ij} \right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r\dot{\varphi}/2 \\ 0 & r\dot{\varphi}/2 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r\dot{\varphi}/2 \\ 0 & r\dot{\varphi}/2 & 0 \end{bmatrix} = \frac{r^2 \dot{\varphi}^2}{4} + \frac{r^2 \dot{\varphi}^2}{4} = \frac{r^2 \dot{\varphi}^2}{2}$$

Finalement, la vitesse de déformation généralisée

$$\dot{\varepsilon}(t) = \sqrt{\frac{2 r^2 \dot{\varphi}^2}{2}} = \sqrt{\frac{r^2 \dot{\varphi}^2}{1}} = \frac{r\dot{\varphi}}{1} = \frac{\sqrt{3} r \dot{\theta}}{3} = \frac{\sqrt{3} r \dot{\theta}}{3L} \quad \text{en résumé} \quad \dot{\varepsilon} = \frac{\sqrt{3} r \dot{\theta}}{3L}$$

QA4-2 : Expression de la déformation généralisée

La déformation généralisée s'obtient en intégrant la vitesse de déformation sur la durée de l'essai.

On considère $\theta_0 = 0$ et $\theta_{\text{final}} = 2\pi N$ avec N : nombre de tours avant rupture

$$\bar{\varepsilon} = \int_0^t \dot{\varepsilon} dt = \frac{\sqrt{3} r}{3 L} \int_0^t \dot{\theta} dt = \frac{\sqrt{3} r}{3 L} (\theta_{\text{final}} - \theta_0) \quad \text{en résumé} \quad \bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{3} r}{3 L} 2\pi N$$

QA4-3 : Expression du couple

Dans le modèle local, le couple élémentaire est $dC = r \times \mathcal{T}(r) \times ds = r \times \mathcal{T}(r) \times r \times dr \times d\gamma$.

En intégrant pour obtenir l'expression du couple $C = \int_0^{2\pi} d\gamma \int_0^R r^2 \mathcal{T}(r) dr = 2\pi \int_0^R r^2 \mathcal{T}(r) dr$.

$\mathcal{T}(r)$ dépend de r , $\bar{\varepsilon}$ et $\dot{\bar{\varepsilon}}$. Le sujet donne $\frac{d\tau(r)}{dr} = \frac{\partial \tau}{\partial \bar{\varepsilon}} \times \frac{\partial \bar{\varepsilon}}{\partial r} + \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \times \frac{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}}{\partial r}$ que l'on peut calculer :

$$\frac{d\tau(r)}{dr} = \frac{\partial \tau}{\partial \bar{\varepsilon}} \times \frac{\sqrt{3} \theta}{3 L} + \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \times \frac{\sqrt{3} \dot{\theta}}{3 L} = \frac{\sqrt{3}}{3L} \left(\theta \frac{\partial \tau}{\partial \bar{\varepsilon}} + \dot{\theta} \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right)$$

Après un travail d'intégration par parties on obtient l'expression de C que le sujet donnait :

$$C = 2\pi \frac{R^3}{3} \mathcal{T}_{(R)} - 2\pi \frac{\sqrt{3}}{9L} \int_0^R \left(\theta \frac{\partial \tau(r)}{\partial \bar{\varepsilon}} + \dot{\theta} \frac{\partial \tau(r)}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right) r^3 dr \quad \text{équation E}$$

QA4-4 : L'expression de C utile pour la suite est $C = 2\pi \int_0^R r^2 \mathcal{T}(r) dr$. On écrit :

$$\frac{\partial C}{\partial \theta} = 2\pi \int_0^R r^2 \frac{\partial \tau}{\partial \bar{\varepsilon}} \frac{\partial \bar{\varepsilon}}{\partial \theta} dr = 2\pi \int_0^R r^2 \frac{\partial \tau}{\partial \bar{\varepsilon}} \frac{\sqrt{3} r}{3 L} dr ; \quad \frac{\partial C}{\partial \dot{\theta}} = 2\pi \int_0^R r^2 \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \frac{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}}{\partial \dot{\theta}} dr = 2\pi \int_0^R r^2 \frac{\partial \tau}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \frac{\sqrt{3} r}{3 L} dr$$

Sachant que θ et $\dot{\theta}$ sont indépendants de r , on peut tirer les éléments permettant de poursuivre le développement de l'équation E.

$$\int_0^R \frac{\partial \tau(r)}{\partial \bar{\varepsilon}} r^3 dr = \frac{3L}{2\pi\sqrt{3}} \frac{\partial C}{\partial \theta} \quad \text{et} \quad \int_0^R \frac{\partial \tau(r)}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} r^3 dr = \frac{3L}{2\pi\sqrt{3}} \frac{\partial C}{\partial \dot{\theta}}$$

Ceci permet d'écrire la nouvelle expression de l'équation E :

$$C = 2\pi \frac{R^3}{3} \mathcal{T}_{(R)} - 2\pi \frac{\sqrt{3}}{9L} \int_0^R \left(\theta \frac{\partial \tau(r)}{\partial \bar{\varepsilon}} + \dot{\theta} \frac{\partial \tau(r)}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}} \right) r^3 dr$$

QA4-5 : La contrainte tangentielle à la périphérie est maintenant calculable en fonction de C.

$$\mathcal{T}(R) = \frac{3}{2\pi R^3} \left[C + \frac{1}{3} \left(\theta \frac{\partial C}{\partial \theta} + \dot{\theta} \frac{\partial C}{\partial \dot{\theta}} \right) \right] = \frac{3C}{2\pi R^3} \left[1 + \frac{1}{3} \left(\frac{\theta}{C} \frac{\partial C}{\partial \theta} + \frac{\dot{\theta}}{C} \frac{\partial C}{\partial \dot{\theta}} \right) \right]$$

$$\text{qui se transforme en } \mathcal{T}(R) = \frac{3C}{2\pi R^3} \left[1 + \frac{1}{3} \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \theta)} + \frac{1}{3} \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \dot{\theta})} \right]$$

À la périphérie le critère de plasticité donne

$$\sigma_0 = \sqrt{3} \mathcal{T}(R) = \sqrt{3} \frac{3C}{2\pi R^3} \left[1 + \frac{1}{3} \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \theta)} + \frac{1}{3} \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \dot{\theta})} \right] = \frac{\sqrt{3} C}{2\pi R^3} \left[3 + \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \theta)} + \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \dot{\theta})} \right]$$

Cette forme permet d'identifier les coefficients caractéristiques n et m :

n est la sensibilité à la déformation (écrouissage) et m est la sensibilité à la vitesse de déformation.

$$n = \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \theta)} \quad \text{et} \quad m = \frac{\partial(\text{Log} C)}{\partial(\text{Log} \dot{\theta})}$$

QA4-6 : Détermination de la consistance

Exploitation des résultats de l'essai en prenant $m=0,17$ et $n=0$.

Il faut lire les éléments sur le relevé effectué à 930°C, le couple maximal enregistré est de 3,5 Nm (3,5 10³ Nmm), la fréquence de rotation est de 330 tr/mn, $R=3$ mm, $L=15$ mm.

$$\text{Calcul de } \dot{\theta} = \frac{330 \times 2\pi}{60} = 11\pi \text{ rad/s}$$

$$\text{Le sujet donne } K = \frac{\sigma_0}{(\sqrt{3})^{m+1} (\dot{\bar{\varepsilon}})^m} = \frac{\sqrt{3}}{2\pi R^3} \frac{C(3+m)}{(\sqrt{3})^{m+1} \left(\frac{\sqrt{3} R}{3 L} \dot{\theta} \right)^m} \quad \text{exprimé en MPa.s}^{-m}$$

Tous calculs faits on obtient la valeur de $K = 47,0821 \text{ MPa.s}^{-m}$

QA5 : Relation entre σ_0 et $\dot{\varepsilon}$

La contrainte d'écoulement est

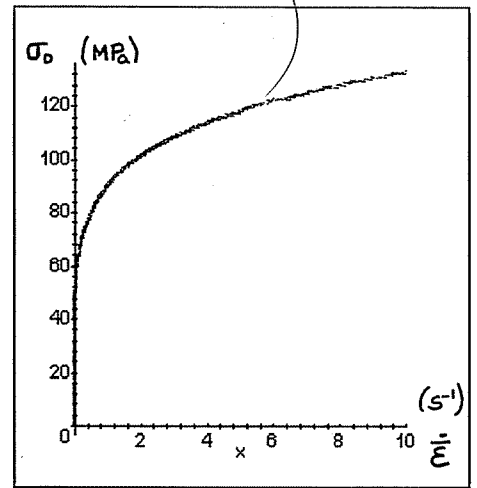
$$\sigma_0 = (\sqrt{3})^{m+1} K (\dot{\varepsilon})^m \quad \text{avec } \dot{\varepsilon} = \frac{\sqrt{3}r\dot{\theta}}{3L} \text{ obtenu à la question QA4-2.}$$

Application numérique :

$$\sigma_0 = (\sqrt{3})^{1,17} \times 47 \times (3,99)^{0,17} \quad \text{avec } \dot{\varepsilon} = \frac{\sqrt{3} \times 3 \times 11 \times \pi}{3 \times 15} = 3,99 \text{ s}^{-1}$$

Tous calculs faits la contrainte d'écoulement est

$$\sigma_0 = 113,08 \text{ MPa}$$



QA6 : Ajustement de la consistance K

La valeur de la consistance du matériau évolue avec la température. Au cours de la déformation la température du matériau est modifiée. On tient compte de cette évolution en mettant en jeu un coefficient de correction en température β .

La forme générale de la consistance est $K_{(T, \bar{\varepsilon})} = K_0 (\bar{\varepsilon} + \bar{\varepsilon}_0)^n e^{\frac{\beta}{T}}$

Dans ce cas : $n = 0$; K_0 = consistance pour une température donnée T_0 .

À tout instant la consistance est $K = K_0 \times e^{\frac{\beta}{T}}$.

Pour déterminer le coefficient β , il suffit d'avoir à sa disposition deux résultats d'essais ε_1 et ε_2 .

$$\text{Log} K_{\varepsilon_2} = \text{Log} K_{\varepsilon_1} + \frac{\beta}{T} \Rightarrow \beta = T_{\varepsilon_2} \text{Log} \left(\frac{K_{\varepsilon_2}}{K_{\varepsilon_1}} \right)$$

Pour ce matériau, des phénomènes de recristallisation au cours de la déformation perturbent cette modélisation.

Interprétation des résultats de simulation

Le document réponse DRA2 complété figure en pages suivantes.

Rappel des hypothèses de travail :

- la simulation a pour objet de tester si l'obtention du brut est envisageable en une seule opération.
- elle est limitée à la partie axisymétrique.
- la température de la pièce ($\varnothing 100 \times L 184$) est 930°C , l'outillage est maintenu à 350°C .
- au moment où l'écrasement a été stoppé, la distance entre matrice est de 70 mm.

Le lopin a subi un écrasement de $184 - (7/5) \times 55 = 184 - 77 = 107 \text{ mm}$

(7/5 = facteur de conversion d'échelle du document, 55 = mesure sommet du noyau inférieur à matrice supérieure).

Le diamètre de l'ébauche dans la partie libre est passé de 100 à 148,5 mm.

Simulation de l'obtention « directe » du brut en une opération unique
- limitée à la partie axisymétrique de la pièce -

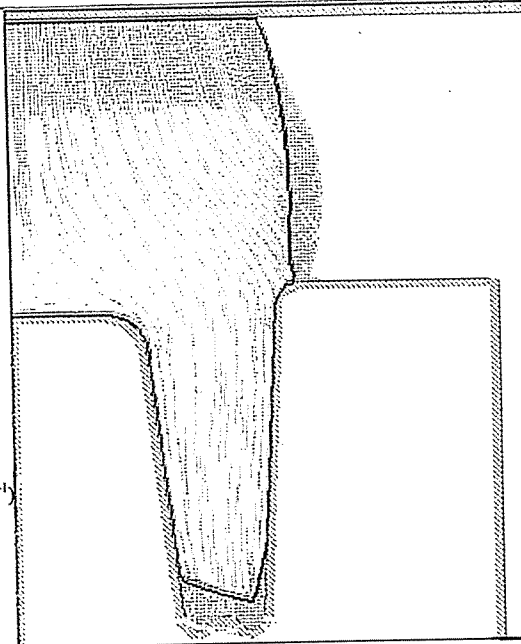
Les représentations ci-dessous correspondent à une distance entre matrices de $h = 70\text{mm}$

INTERPRETATION DES RESULTATS

Champ des vitesses nodales
(nodales = aux noeuds des triangles du maillage)

la densité de représentation du champ des vitesses dépend de la finesse du maillage, variable suivant les zones de la pièce (auto-adaptation effectuée par le logiciel)

Valeur maxi de norme de V : $107\text{ (mm.s}^{-1}\text{)}$



Conditions retenues pour la simulation:
- lopin de départ $\varnothing 100$, longueur 184, matière TA6V
- température pièce $T = 930^\circ\text{C}$
- température outillage $T_{\text{out}} = 350^\circ\text{C}$
- vitesse relative des matrices $V_{\text{out}} = 100\text{mm.s}^{-1}$

QA7 : Interprétation du champ des vitesses

Mis à part le coin de frottement sur la matrice inférieure, la vitesse en tout point de la partie supérieure semble très peu différente de la vitesse de la matrice en mouvement, par contre elle diminue plus on s'enfonce dans la partie axisymétrique. Si on continue l'écrasement la totalité de la matière va fluer vers la périphérie. On remarque aussi l'apparition d'un bourrelet sur la périphérie au contact de la matrice inférieure

160.

Evolution de l'effort de forgeage

EFFORT (en 10^3 daN)

132.

104.

76.

48.

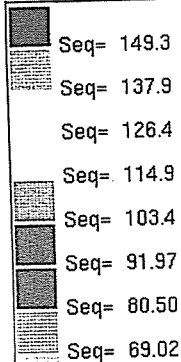
QA8 : Interprétation de l'évolution de l'effort

Les courbes du DTA2 donnent $\sigma_0 = 100\text{ MPa}$ en contrainte d'écoulement. La courbe d'effort va en augmentant vers la fin, ceci est dû à la perte de température du matériau par conduction. Le remplissage de la partie axisymétrique ne se fait plus et du fluage axial on passe à un fluage radial avec effort inversement proportionnel à la hauteur d'écrasement. On pouvait estimer l'effort moyen de forgeage en considérant une section d'écoulement axial couronne de $\varnothing 126$ extérieur et $\varnothing 65$ intérieur. Section $S_{\text{axial}} = 9150\text{ mm}^2$ d'où force estimée $F = 915000\text{ N}$ (bonne approche)

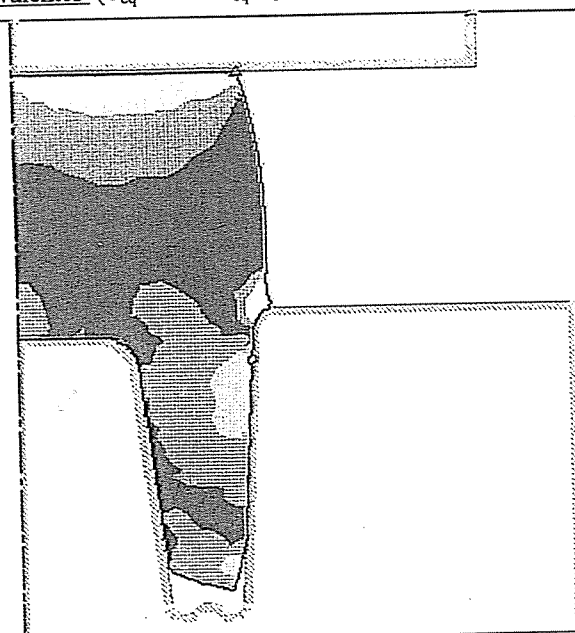
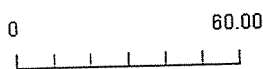
TEMPS (S)

0.00 0.24 0.48 0.72 0.96 1.20

Répartition des contraintes équivalentes (σ_{eq} notée ici S_{eq} exprimée en Mpa)



Δ Maxi= 160.8
○ Mini= 57.55



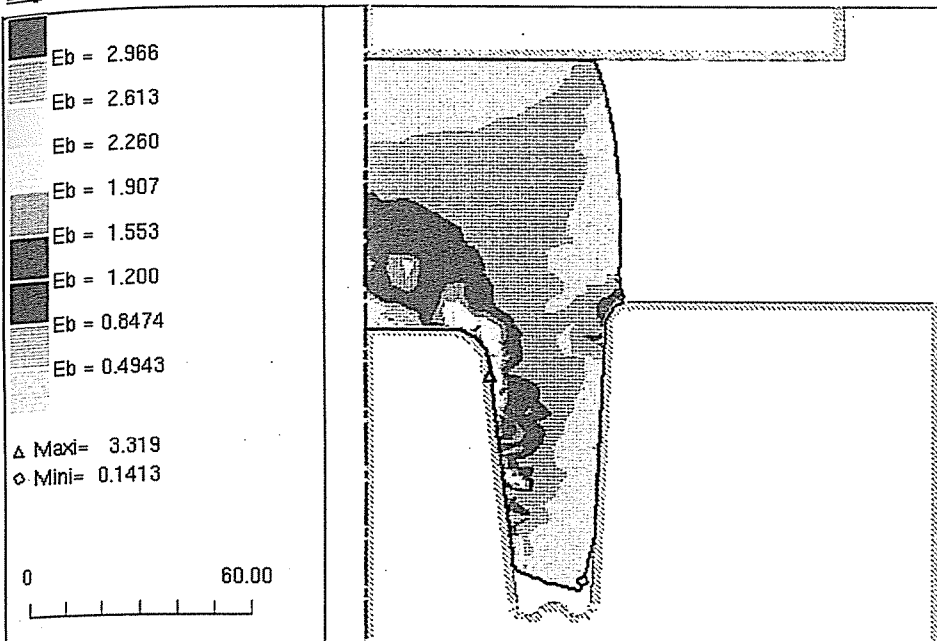
QA9 : Interprétation contraintes équivalentes

2 zones sont à remarquer :

- la contrainte équivalente est plus faible dans la zone de fluage axial avec un début de blocage en zone inférieure
- la résistance au glissement au contact de la matrice supérieure se combine avec la compression.

On note un coin de rétention au début de formation du cordon, le rayon de raccordement devrait être augmenté (règle de tracé pour une forme ébauche).

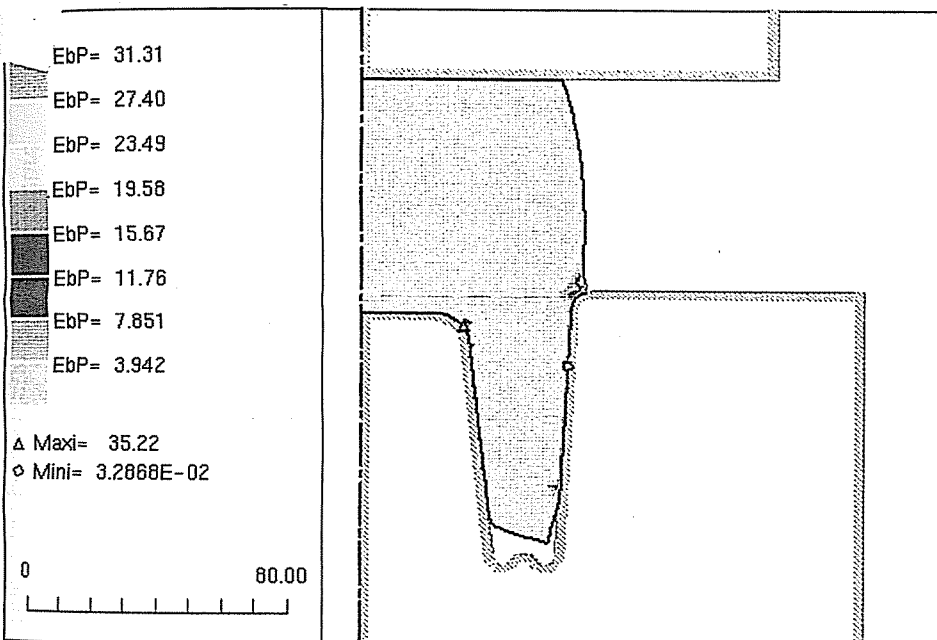
Répartition de la déformation généralisée ($\bar{\epsilon}$ notée ici E_b exprimée sans unité)



QA10 : Interprétation de la répartition de la déformation généralisée

1^{ère} remarque :
 variation importante de 0,5 à 3
 2^e remarque :
 la partie anguleuse périphérique du noyau génère le maximum de déformation généralisée. Une correction de forme s'impose en respectant les règles de tracé.

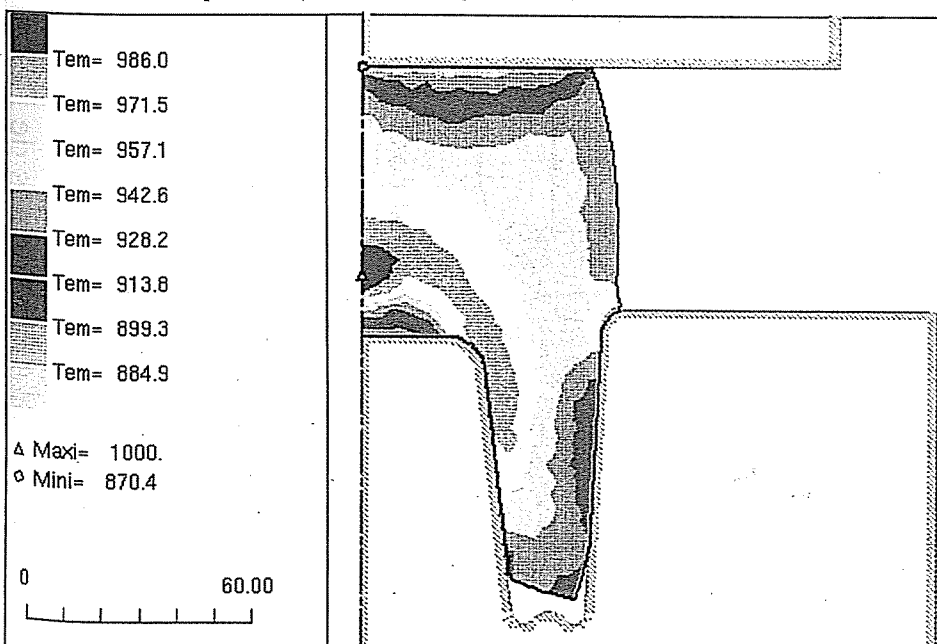
Répartition de la vitesse de déformation généralisée ($\dot{\bar{\epsilon}}$ notée ici E_{bP} exprimée en S^{-1})



QA11 : Interprétation de la répartition de la vitesse de déformation généralisée

1^{ère} remarque :
 la répartition est sensiblement constante,
 2^e remarque :
 sa valeur est identique à la valeur mise en œuvre lors de l'essai de torsion.

Répartition de température (T notée ici T_{em} exprimée en $^{\circ}C$)



QA12 : Interprétation de la répartition de la température

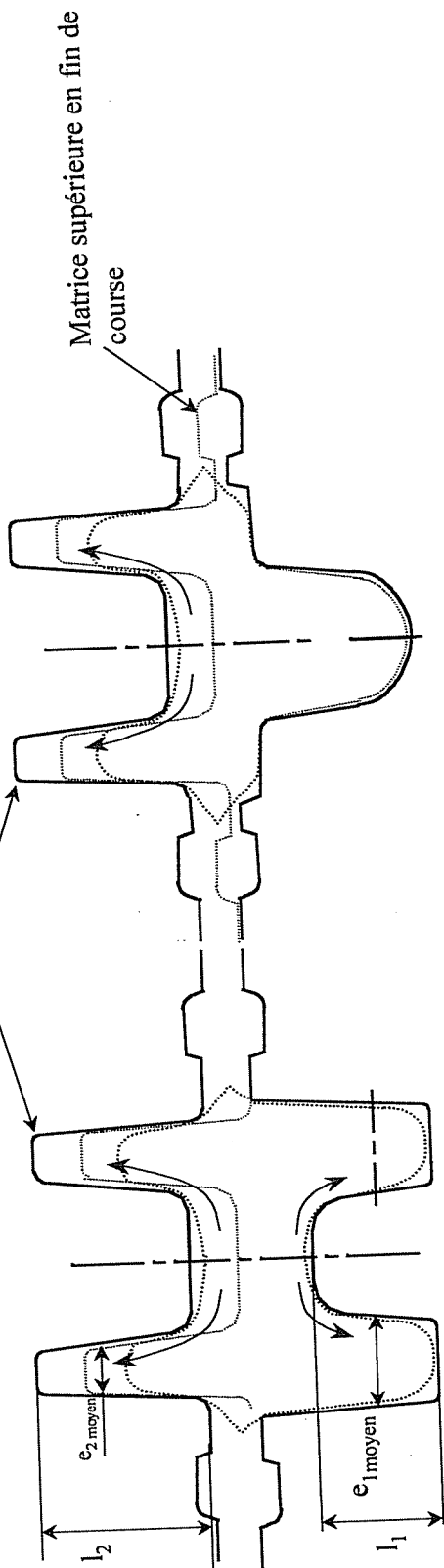
La zone concernée par l'élévation de température correspond à la zone où la déformation généralisée est dans la valeur moyenne ainsi que la contrainte tout en étant loin de tout contact avec l'outillage. On relève

$\bar{\epsilon} = 2$ et $\sigma_{eq} = 90$ MPa

$$\Delta\theta = \frac{\sigma_{eq} \bar{\epsilon}}{\rho c} = \frac{90 \cdot 10^6}{3,3 \cdot 10^6} \times 2 \approx 60^{\circ}C$$

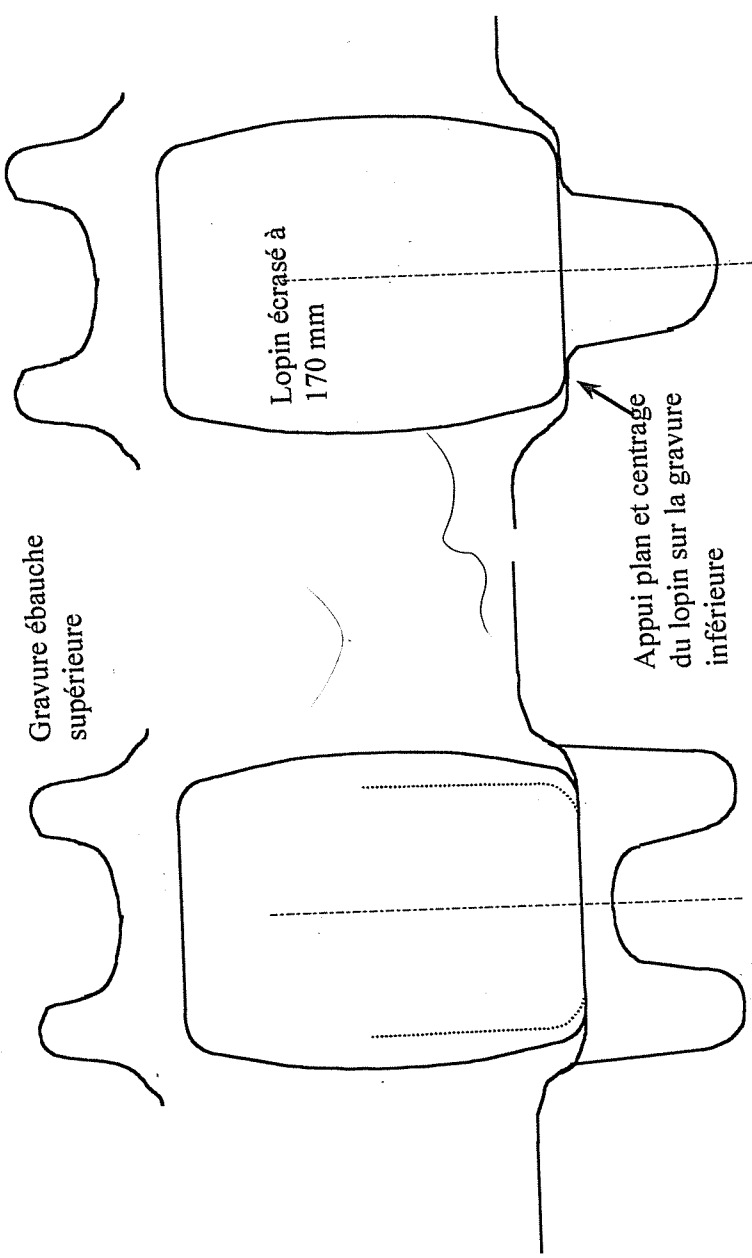
La température de départ était de $930^{\circ}C$, elle atteint au « cœur » $990^{\circ}C$, il y a dépassement du transus β ($975^{\circ}C$)

Matrice supérieure représentée en position début de contact avec la forme ébauche



$e_2/1, \#15/52 \#0,3$
difficulté d'obtention
=> amorce du remplissage par ébauche 1^{ère} gravure

$e_1/1, \#28/40 \#0,75$
=> « oreilles » obtenues quasi directement sur 1^{ère} matrice ébauche



- La forme ébauche est positionnée les «oreilles» vers le bas pour :
- permettre un positionnement correct dans la gravure de finition,
 - favoriser le remplissage de l'empreinte supérieure par fluage direct

PARTIE B

QB1 : Justification du choix de processus

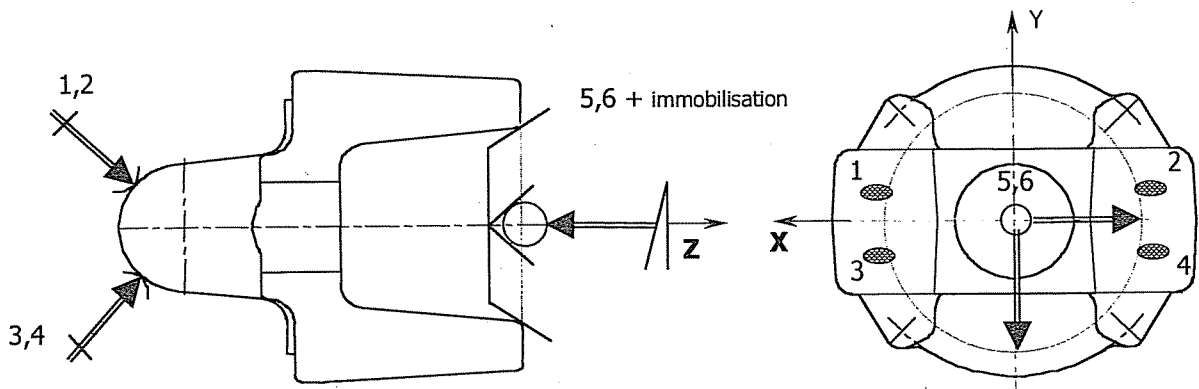
- les principales spécifications géométriques de position (1) se réfèrent aux surfaces A et B et ces surfaces offrent une bonne qualité de posage, tout en ménageant l'accès pour usinage aux surfaces extérieures. Il est donc logique de les usiner en début de gamme et de les utiliser ensuite en tant que surfaces de « reprise » (en y associant l'alésage avant - futur filetage M90)
- la qualité dimensionnelle et géométrique de forme demandée sur A (2) implique une finition en fin de gamme :
 - après les enlèvements de matière importants susceptibles de libérer des contraintes et d'engendrer des déformations globales de la géométrie de la pièce.
 - pour « effacer » les détériorations éventuelles dues aux mises en position précédentes
- les spécifications géométriques de position et d'orientation (3) qui lient ces 3 surfaces intérieures (A, B et filetage M90x200) impliquent de les réaliser en association d'où leur finition simultanée en phase 80.

(1) 3 trous $\varnothing 6H8$ \oplus $\varnothing 0,1$ B A \equiv 0,15 B A	(2) $\varnothing 47 N6$ cylindricité 0,01 et Ra 0,8	(3) A \perp $\varnothing 0,02$ B M90x200 \odot $\varnothing 0,1$ B A
---	--	---

QB2 : Étude de la mise en position en phase 20 (première phase d'usinage) :

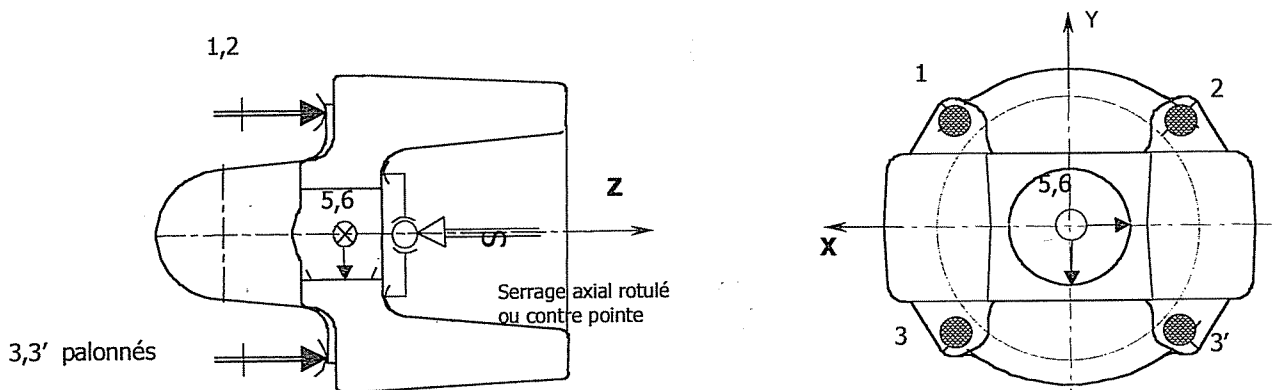
Le positionnement relatif des surfaces usinées par rapport au brut est exprimé sur le dessin de définition uniquement par la spécification de coaxialité entre la surface restée brute B1 et la ligne d'alésage C-D (zone de tolérance $\varnothing 2$ mm).

La garantie de cette spécification est assurée au mieux en positionnant la pièce en pivot glissant sur B1. On installe ainsi une cote fabriquée entre l'axe de B1 et le plan P (demi fini).



Le brut matricé étant livré débouché par usinage ($\varnothing 35 H15$), selon la coaxialité de ce perçage au brut axisymétrique, une deuxième solution de mise en position peut être envisagée :

- linéaire annulaire dans le trou $\varnothing 35 H15$
- appui plan sur les 4 bossages du coté de B1 (2 appuis fixes et un appui palonné).



OA13 : Tracé des formes de l'ébauche (éléments de correction) inférieure

La figure suivante montre la constitution du porte pièce et son environnement pour la solution 1 (solution retenue dans l'entreprise).

Le plateau est centré sur le nez de broche.

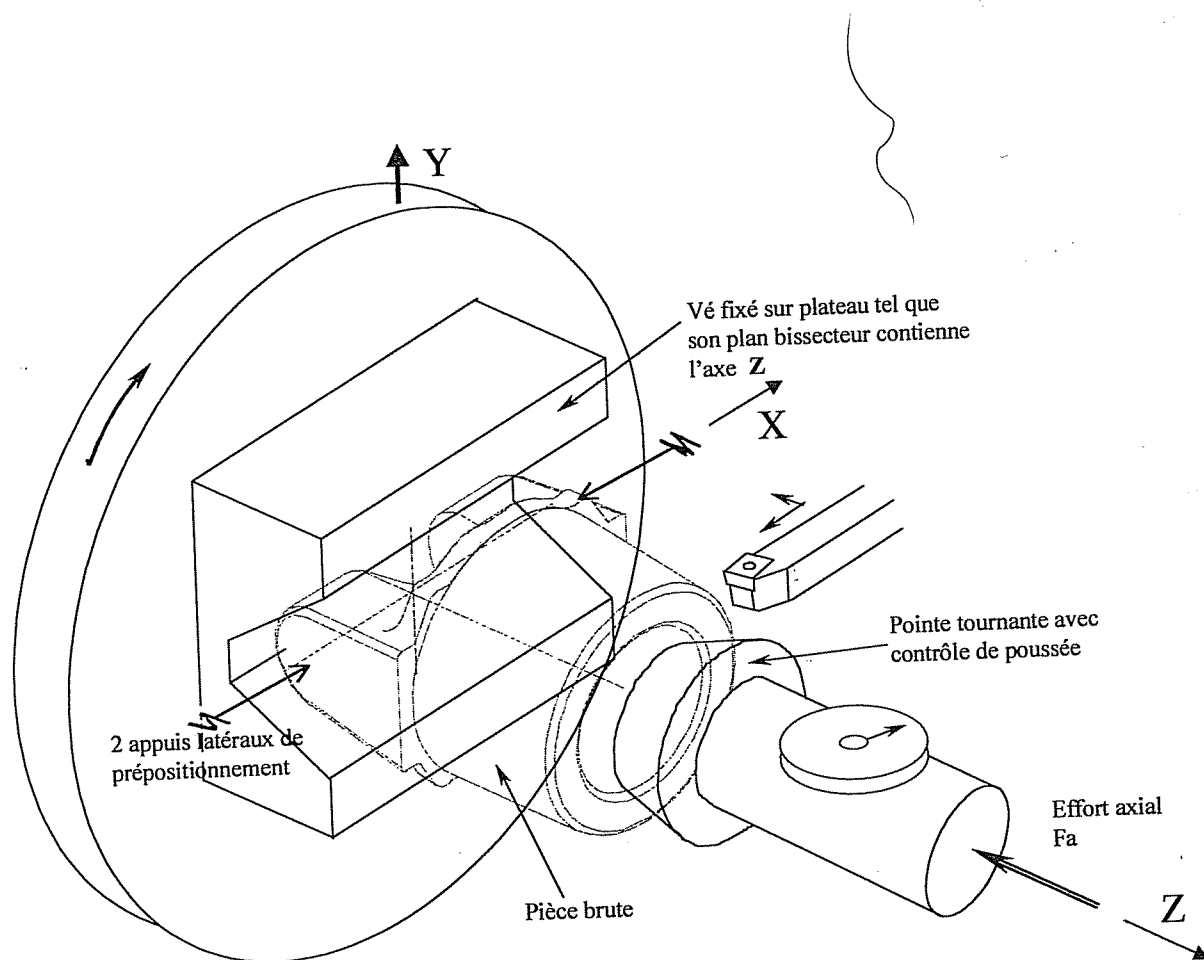
Le vé est positionné sur le plateau de telle sorte que son plan bissecteur soit situé sur l'axe de rotation broche.

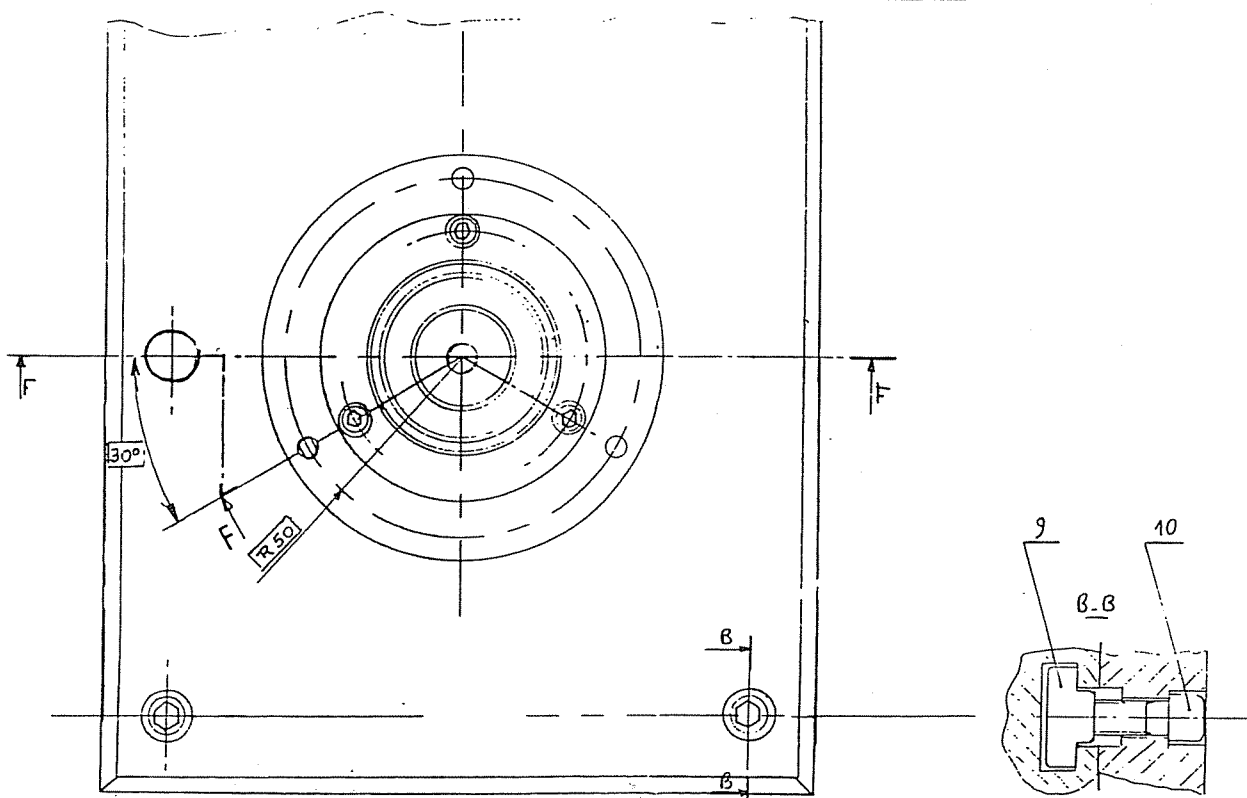
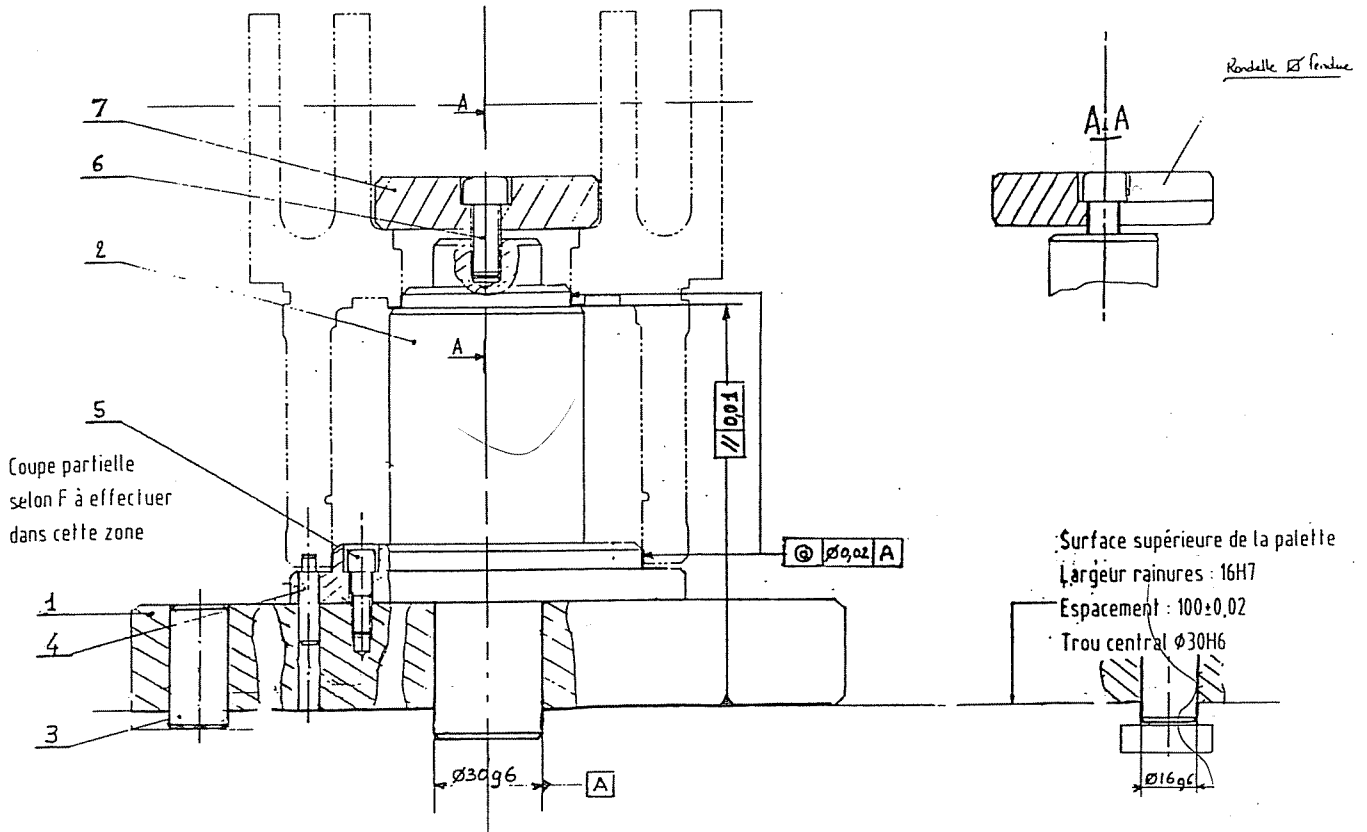
On pourra ajouter deux appuis latéraux mobiles pour prépositionner (en translation suivant X) l'alésage brut dans l'axe de la contre pointe.

Au montage pièce, l'opérateur maintient celle-ci (orientation suivant X) pendant la mise en place de la pointe tournante (embout spécifique - diamètre du contact environ 80 mm).

Pour calibrer l'effort de poussée axial on utilisera une contre-pointe de type dynamométrique.

Après mise en place de la pointe tournante, les deux appuis latéraux sont bloqués en position pour éviter tout déplacement en translation de la pièce suivant X sous l'action des efforts de coupe





Justification de l'architecture retenue :

- La position et la forme des surfaces fonctionnelles du montage nous orientent vers le choix d'une architecture de type plaque + axe.
- le choix d'un axe traversant la plaque « semelle » permet d'obtenir directement une excellente coaxialité entre les surfaces de mise en position pièce / porte-pièce et porte-pièce / plateau machine (possibilité de rectification en association des 3 portées sur l'axe).
 - dans le même esprit les 3 alésages fonctionnels de la plaque seront débouchants de façon à permettre leur réalisation en association par pointage sur la plaque.
 - cette architecture permet de plus d'obtenir naturellement une origine pièce = origine porte-pièce située sur l'axe de rotation plateau et donc de ne pas introduire de décalage d'origine lors de la rotation de ce dernier.
 - Le jeu radial maxi entre un centreur fixe et l'alésage B reste faible devant les I.T. des spécifications de position entre surfaces de mise en position et surfaces usinées dans la phase; on restera donc sur un centreur de type fixe et non expansible.

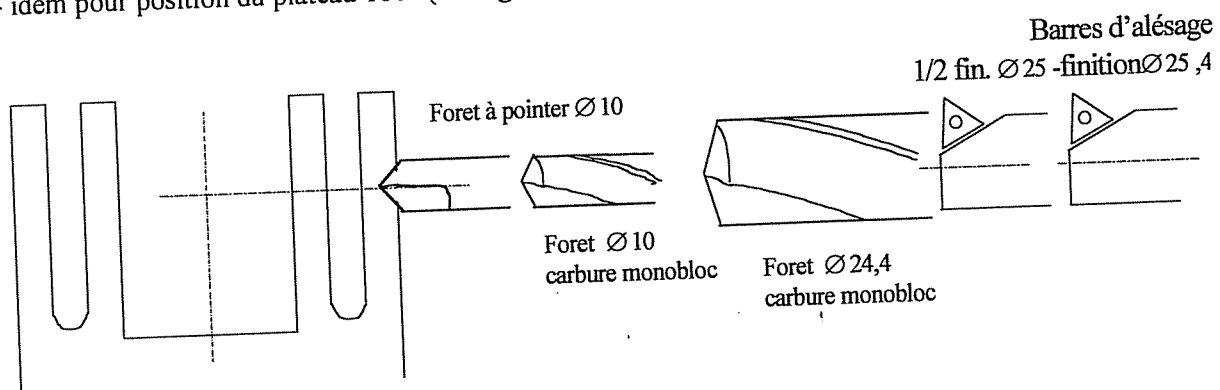
QB4 – Etude de l'obtention des alésages $\varnothing 25,4$ H8 en phase 60 suivant les PROCÉDES 1 et 2

PROCÉDE 1 (usinage des 2 cotés avec "retournement" par rotation plateau)

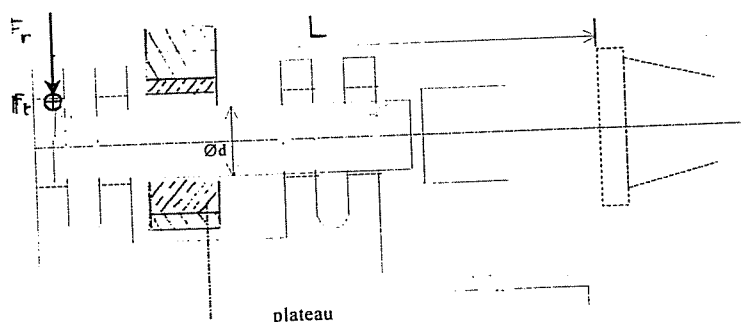
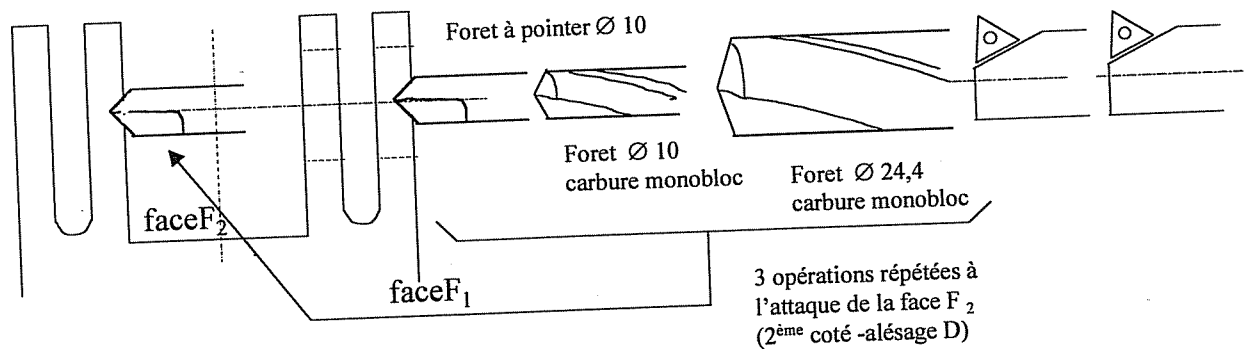
- Installation du porte pièce sur le plateau : directe par surfaces prévues à cet effet (voir QB3)
- Prise d'origine : prise de référence sur surfaces prévues sur porte pièce ou au préalable directement sur plateau ($O_{\text{porte-pièce}} = O_{\text{plateau}}$, $O_{\text{pièce}} = O_{\text{porte-pièce}}$ (seule coordonnée en Y à changer))
- Pas de décalage d'origine à intégrer lors des rotations plateau

Opérations d'usinage :

- Pour position du plateau 0° (usinage alésages coté C)
 - 1 – pointage au foret à pointer : pour minimiser les déviations du foret à l'attaque
 - 2 – perçages progressifs ($\varnothing 10$ puis $\varnothing 24,4$) : pour minimiser l'effort de pénétration en perçage et donc les déformations de la pièce (flexion des "ailes" de la chape) (dans cette optique, le foret $\varnothing 24,4$ pourra éventuellement être remplacé par une fraise 2 tailles de type à coupe centrale)
 - 3 – $\frac{1}{2}$ finition à la barre d'alésage : pour rattraper les écarts de position du trou ébauché et obtenir une profondeur de passe constante en finition
 - 4 - finition à la barre d'alésage : pour garantir forme, dimension et position
- idem pour position du plateau 180° (usinage alésages coté D)



PROCÉDE 2 (usinage des 2 cotés "en ligne")



Pour limiter les déformations dues à la flexion de la barre sous l'action des efforts de coupe on peut placer une "lunette" fixe sur le porte-pièce qui guide la barre entre les 2 groupes d'ailes pour réduire son porte à faux. La portée de lunette présentera une rainure pour permettre le passage du grain, la broche étant arrêtée avec la fonction indexage en position

Analyse des causes d'écarts sur le positionnement relatif des 4 alésages

On analysera successivement les écarts provenant des 3 origines suivantes :

- imperfections géométriques de la cinématique mise en œuvre pour la génération des surfaces
- déformations de la pièce sous l'action :
 - des efforts de serrage (maintien en position)
 - des efforts de coupe
- déformations des outils sous l'action des efforts de coupe

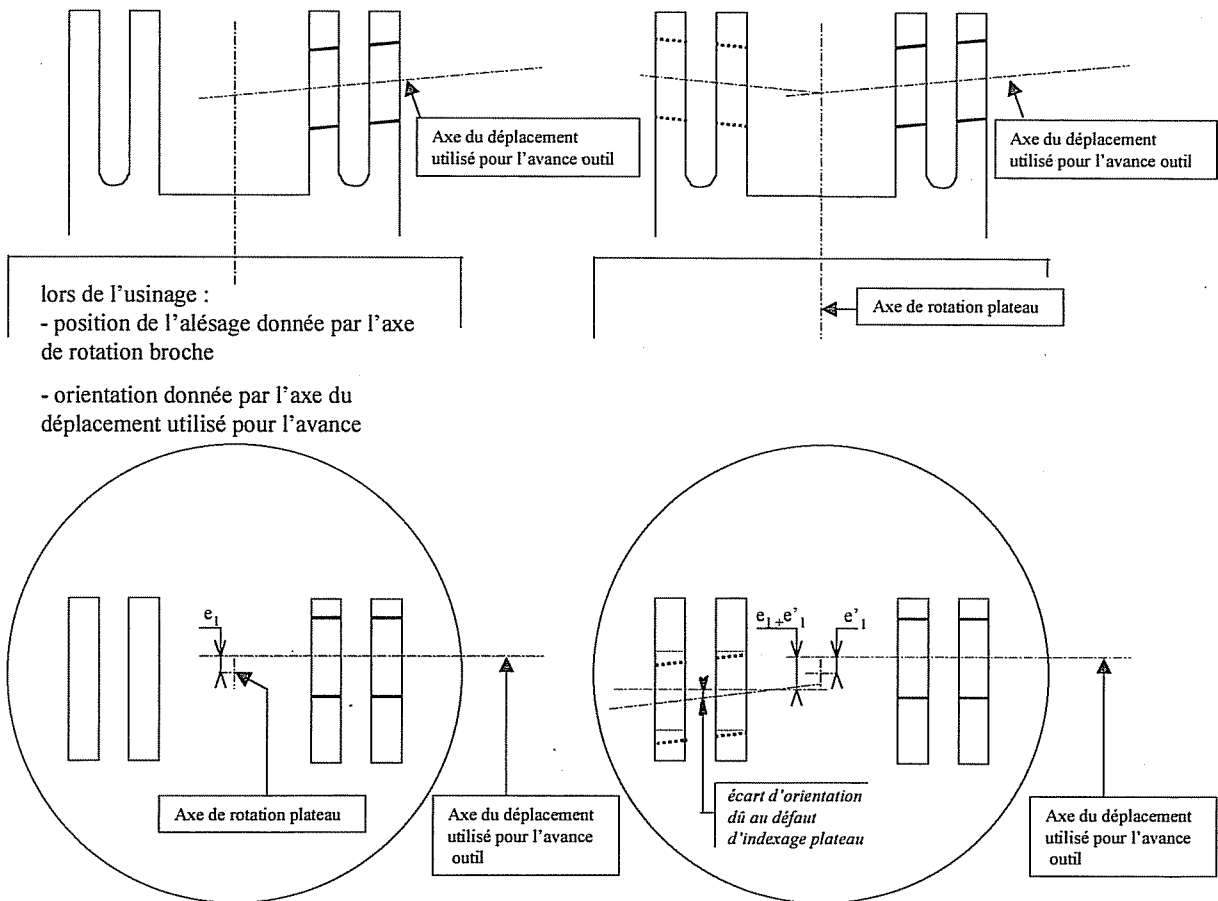
1 – écarts provenant des imperfections géométriques de la cinématique mise en œuvre pour la génération des surfaces :

pour PROCÉDE 1 :

on considère ici la position de chaque alésage comme définie exclusivement par l'opération de finition

Finition alésage C
(avec barre d'alésage à graincourte)

Finition alésage D (avec même barre d'alésage après rotation plateau de 180°)



pour PROCÉDE 2:

les 2 alésages C et D étant réalisés « en ligne », il n'y aura pas d'écart d'alignement imputable à la cinématique.

2-1 – écarts provenant des déformations de la pièce sous l'action des efforts de serrage :

l'action de serrage directement opposée à la surface d'appui axiale n'induit pas de déformation significative (voir montage porte-pièce étudié en DRB2)

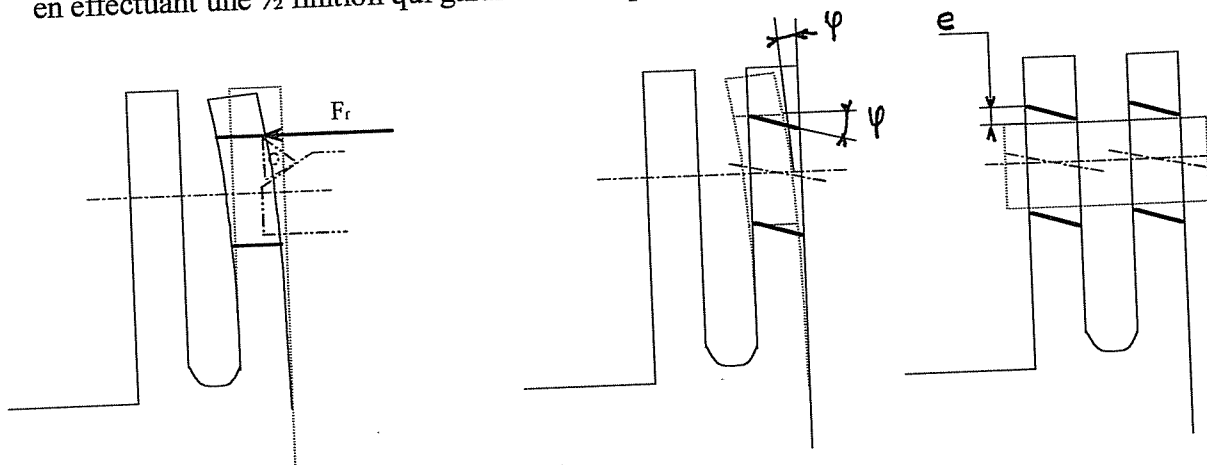
2-2 – écarts provenant des déformations de la pièce sous l'action des efforts de coupe

on se limitera à l'analyse des écarts (position et orientation) sur les surfaces finies.

La déformation prépondérante en termes d'amplitude et d'incidence sur les écarts d'alignement considérés est celle due à la flexion des ailes sous l'action de la composante axiale de l'effort de coupe (celle ci tournant avec l'outil, la flèche de l'aile varie avec la position angulaire de ce dernier ; cette variation induit un défaut de forme sur l'alésage généré)

on veillera à minimiser cette déformation :

- en prenant une géométrie d'outil et des conditions de coupe (f et a_p) qui minimisent F_f
- en effectuant une $\frac{1}{2}$ finition qui garantisse une profondeur de passe constante en finition.



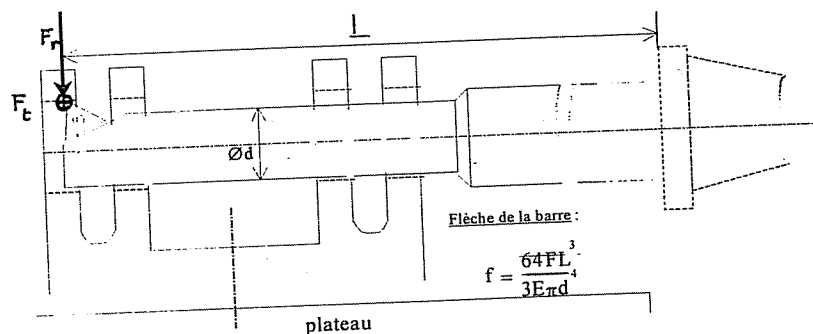
Ces écarts interviennent de façon identique quelque soit le procédé (PROCEDE 1 ou PROCEDE 2)

Remarque : lors de l'ébauche, dans le cas du PROCEDE 2, les déplacements du trou consécutifs au retour élastique des ailes après débouchage peuvent induire une déflexion importante du foret à l'attaque du 2^{ème} coté. Ceci induira des variations de profondeur de passe lors des opérations ultérieures ; celles-ci devront être adaptées pour rattraper ces variations avant l'opération de finition.

3 – écarts provenant des déformations de l'outil sous l'action des efforts de coupe

La déformation prépondérante en termes d'amplitude est celle due à la flexion de la barre sous l'action des composantes tangentielle et radiale de l'effort de coupe. Cette déformation induit des écarts de forme sur chacun des 4 alésages, mais n'influence pas l'alignement relatif de ces derniers si la constance de la profondeur de passe en finition est respectée.

Dans le cas contraire les écarts de rectitude des alésages ébauchés ne seront pas entièrement rattrapés par l'outil de finition, particulièrement dans le cas du PROCEDE 2



QB5-1 : Opérations élémentaires associées à la réalisation des 3 trous Ø6 H8

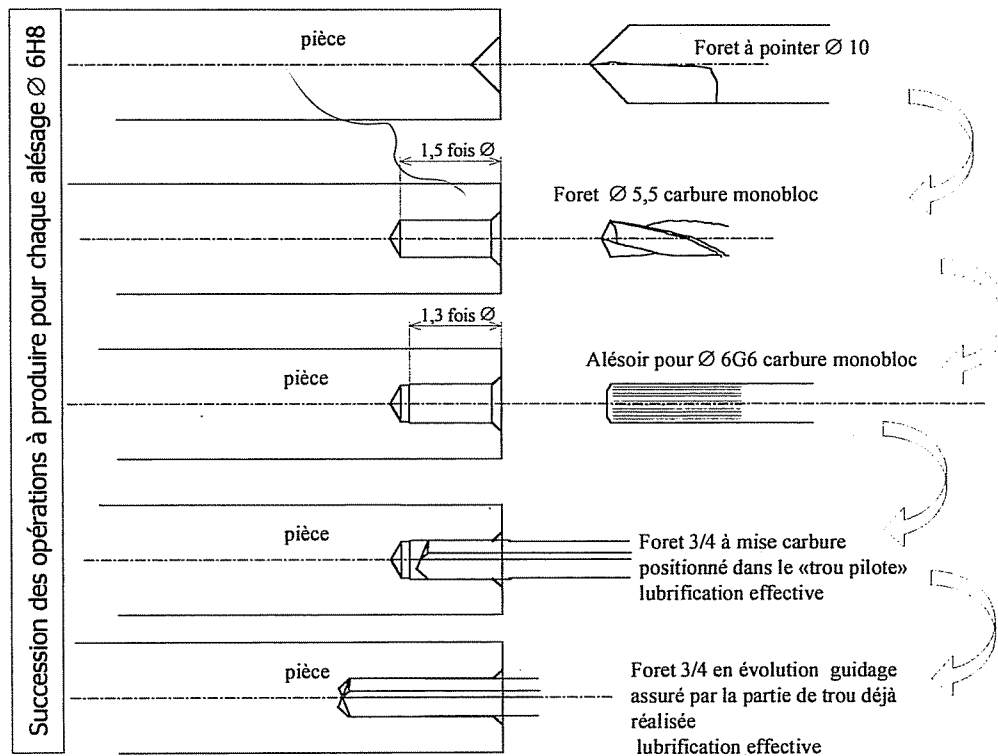
Spécifications relatives aux perçages profonds :

- Ø6 H8 sur 74,5 mm de longueur,
- tolérance de localisation Ø 0,1 mm sur 74,5 mm de longueur.

L'utilisation d'un foret 3/4 permet l'obtention de ces spécifications moyennant quelques précautions. Les opérations de pointage, perçage, finition du «trou pilote» puis forage du trou seront réalisées sans modifier le positionnement en X et Y de la broche.

Il y aura donc changement d'outil entre chaque opération.

Une attention particulière sera accordée à la propreté des assemblages outil/broche afin de minimiser les dispersions de remise en position des outils.



QB521 : Définition de la géométrie du foret

Pour cet outil, il y a deux arêtes de coupe (2 segments de droites) et la face de coupe sur laquelle glissent les copeaux est un plan contenant l'axe de rotation de l'outil.

Dans le plan P_n (plan normal à l'arête de coupe), l'angle de coupe normal γ_n est défini entre le plan P_r et la face de coupe.

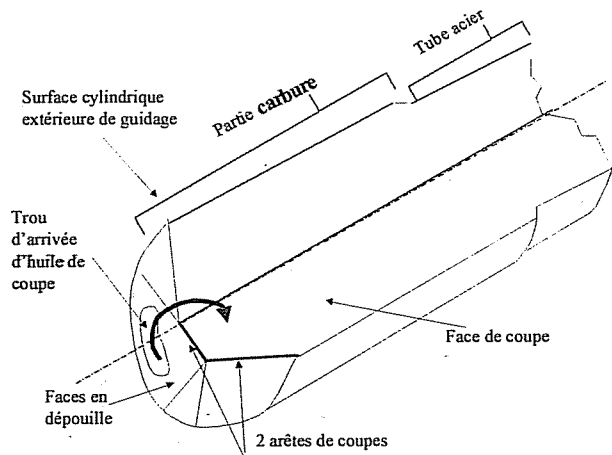
Ces observations conduisent à :

$$\text{angle de coupe normal : } \gamma_n = 0^\circ$$

L'angle de direction d'arête κ_r est l'angle aigu entre la direction d'avance et l'arête ou sa tangente au point considéré. Puisqu'il y a deux arêtes de coupe, on déduit à partir de la figure se rapportant aux alliages de titane sur le DTB1 :

$$\text{angles de direction d'arête : } \kappa_{r1} = 50^\circ$$

$$\kappa_{r2} = 70^\circ$$



Partie active du foret 3/4

La largeur de coupe a_p correspond dans ce cas au rayon du perçage à effectuer (cas du forage dans le plein) :
 $a_p = a_{p1} + a_{p2} = 3 \text{ mm}$

Les conditions de lubrification sont dictées par les conditions extrêmes de coupe et par la forte pression nécessaire pour l'évacuation des copeaux.

La pression recommandée est de **6 MPa** (60 bars) avec un débit de **15 litres par minute**, ce qui implique une centrale de lubrification de type mini centrale hydraulique avec circuit de refroidissement.

Amené par un joint tournant, le fluide est conduit par l'intérieur du tube acier et le trou dans la mise carbure dans la forme laissée au tour précédent, au devant des arêtes de coupe.

Il assure ainsi efficacement la lubrification de la partie guide et l'éjection des copeaux.

QB522 : Calcul de l'effort de pénétration

L'effort de pénétration global axial F_{ga} est la somme de l'effort dû à l'avance et de l'effort dû aux frottements lors de la progression de l'opération. Le fournisseur recommande d'utiliser la relation :

$$F_{ga} = F_f + F_f \mu = 0,65 \times a_p \times f \times k_{cfz} \times \sin \kappa_r \text{ avec } k_{cfz} = k_{c0,4} \left(\frac{0,4}{f_z \sin \kappa_r} \right)^{0,29} \times \left(1 + \frac{6 - (\pm \gamma_n)}{100} \right)$$

Pour obtenir le résultat en N, on doit faire la somme des actions mécaniques générées par les 2 arêtes.

$$F_{ga1} = 0,65 \times f \times k_{c0,4} \times \sin \kappa_{r1} \times \left(\frac{0,4}{f_z \sin \kappa_{r1}} \right)^{0,29} \times \left(1 + \frac{6 - (\pm \gamma_n)}{100} \right) \times a_{p1} \text{ pour l'arête "extérieure"}$$

$$F_{ga2} = 0,65 \times f \times k_{c0,4} \times \sin \kappa_{r2} \times \left(\frac{0,4}{f_z \sin \kappa_{r2}} \right)^{0,29} \times \left(1 + \frac{6 - (\pm \gamma_n)}{100} \right) \times a_{p2} \text{ pour l'arête "intérieure"}$$

$$F_{ga} = 0,65 \times f \times k_{c0,4} \times \left(1 + \frac{6}{100} \right) \times \left[\left(\sin \kappa_{r1} \times \left(\frac{0,4}{f_z \sin \kappa_{r1}} \right)^{0,29} \times a_{p1} \right) + \sin \kappa_{r2} \times \left(\frac{0,4}{f_z \sin \kappa_{r2}} \right)^{0,29} \times a_{p2} \right]$$

Application numérique :

$k_{c0,4} = 3000 \text{ N/mm}^2$, $f = f_z = 0,02 \text{ mm/tour ou mm/dent}$, $a_{p1} = 2 \text{ mm}$, $a_{p2} = 1 \text{ mm}$, $\gamma_n = 0^\circ$

$$F_{ga} = 0,65 \times 0,02 \times 3000 \times (1,06) \times \left[\left(\sin 50^\circ \times \left(\frac{0,4}{0,02 \times \sin 50^\circ} \right)^{0,29} \times 2 \right) + \left(\sin 70^\circ \times \left(\frac{0,4}{0,02 \times \sin 70^\circ} \right)^{0,29} \times 1 \right) \right]$$

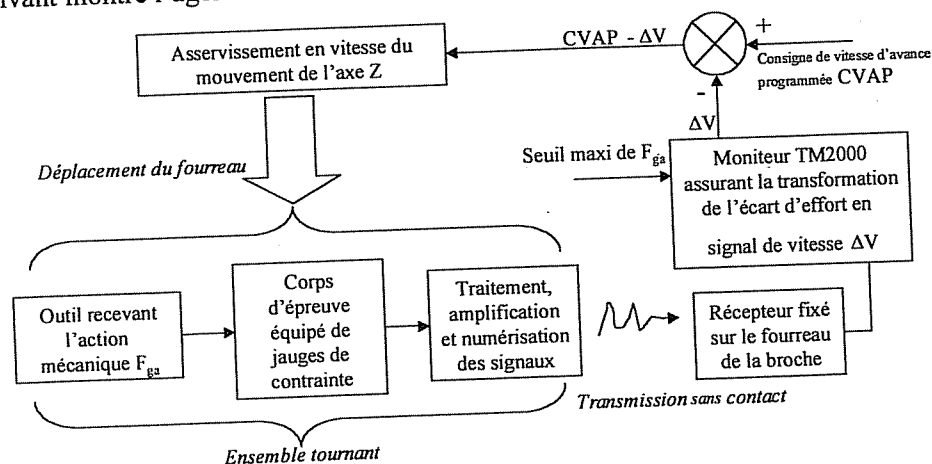
On obtient tous calculs faits $F_{ga} = 257,5 \text{ N}$ qui constituera le seuil de consigne pour le système de surveillance de l'effort d'avance.

Cette valeur pourra être majorée selon le niveau d'usure du foret (facteur 1,1 à 1,3).

QB523 : Chaîne d'acquisition et de transmission

Le document DTB2 donne tous les éléments constitutifs de la chaîne de surveillance de cette opération. Le porte-outil ainsi équipé est à tous points de vue analogue à un porte-outil classique. Dès qu'il est monté en broche, il est reconnu et la surveillance est activée.

Le schéma suivant montre l'agencement de cette chaîne de surveillance.



Le moniteur TM2000 est raccordé au directeur de commande numérique de telle sorte que la consigne de vitesse soit en permanence modifiée en accord avec le seuil d'effort déclaré.

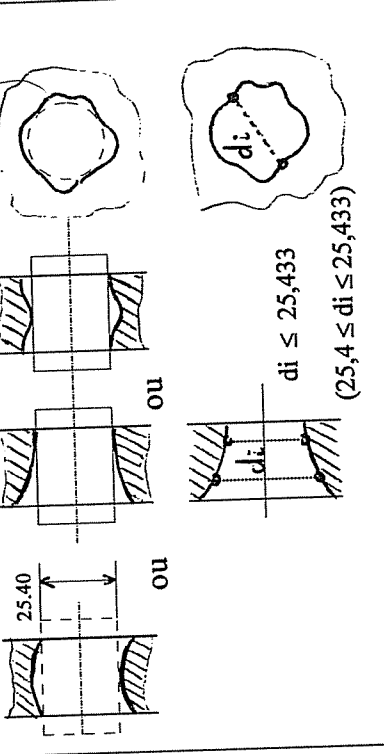
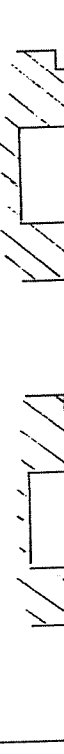
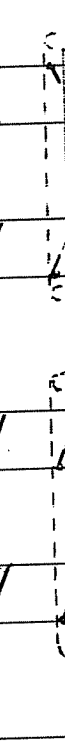
QB524 : Risques particuliers associés à un mauvais contrôle de l'avance :

- a) l'alliage usiné est très sensible à l'écroûissage. Toute situation de coupe à copeau minimal (cas d'une vitesse d'avance devenue trop faible) peut donc entraîner une forte modification de la couche superficielle.
Ceci générerait l'apparition de vibrations puis une brusque élévation de la pression spécifique de coupe.
- b) L'acuité des deux arêtes de coupe diminuant avec le temps cumulé d'usinage, la valeur de l'effort axial global F_{ga} augmente (jusqu'à 30% supplémentaires).
La brusque variation à la hausse de F_{ga} , (au-delà de $1,3 F_{ga}$) est détectée et le moniteur de surveillance peut enclencher l'arrêt de l'usinage et la procédure de dégagement. Après intervention, la reprise de l'usinage peut se poursuivre avec un outil neuf. Le bris de l'outil dans la pièce peut ainsi être évité.

QC1 - Analyse des spécifications

DOCUMENT REPONSE DRC1

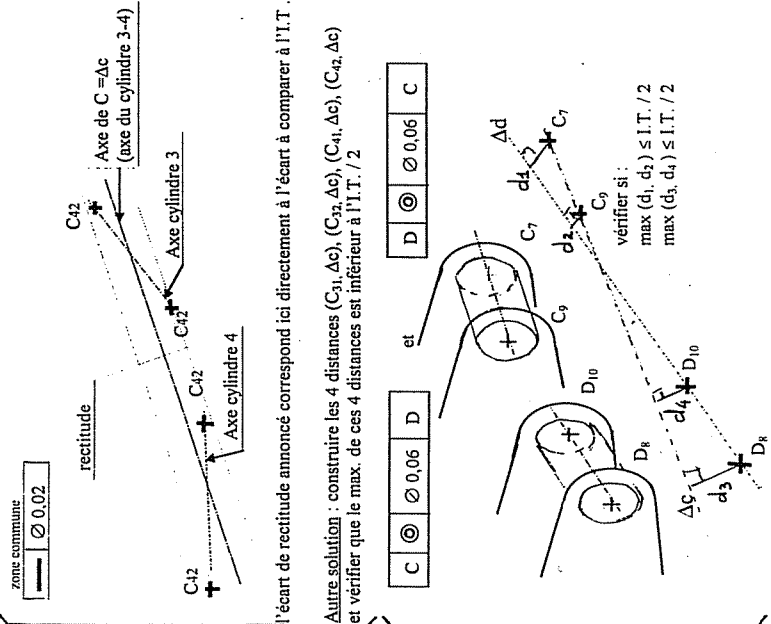
PARTIE C

Spécification	Type	Interprétation de la spécification	Figures représentant les écarts
$\varnothing 25,4 \text{ H8 } \textcircled{E}$	tol. dimensionnelle avec "exigence d'enveloppe"	- la surface de l'élément cylindrique ne doit pas dépasser l'enveloppe de forme parfaite de dimension 25,40 (dimension au maximum de matière) - aucune dimension locale réelle ne doit être supérieure à 25,433 (cette exigence a pour effet de limiter les écarts de forme admissibles sur l'élément en fonction des dimensions réelles obtenues)	Ecart dans le plan "axial" ou Ecart dans le plan "radial" 
zone commune $\text{— } \varnothing 0,02$	"alignement" de 2 axes tol. de forme de l'élément formé communément par 3 et 4 réunis (peut aussi être considérée comme un tol. de position des éléments 3 et 4 par rapport à l'élément 3-4)	Les axes des 2 alésages (3 et 4) doivent être compris dans la même zone cylindrique de $\varnothing 0,02$ Cette spécification permet de disposer d'un axe de référence commun C (C pour 3 et 4, D pour 5 et 6)	
$\text{⊙ } \varnothing 0,06$	"alignement" de 2 axes tol. géométrique de position	Ici pas de référence ce qui signifie que l'on demande / $\text{C } \textcircled{\text{⊙}} \varnothing 0,06 \text{ D}$ et $\text{D } \textcircled{\text{⊙}} \varnothing 0,06 \text{ C}$ (NFE 04-553) L'axe de l'alésage C doit être compris dans un cylindre de $\varnothing 0,06$ coaxial à l'axe de l'élément de référence D Idem entre D et C	La zone de tol. est limitée par un cyl. de $\varnothing 0,06$ dont l'axe coïncide avec l'axe de référence 

DOCUMENT RÉPONSE DRC2

Gamme de mesurage

N° d'opération	Éléments mesurés	Nombre de points palpés	Palpeur utilisé	Position plateau	Éléments construits	Paramètres (associés aux éléments) sélectionnés pour sortie sur P.V. de mesure	Repere d'ajustage	Figures explicatives associées aux opérations (à partir de 17) (Utiliser pour désigner les différents éléments les notations définies sur la figure 3 du document DTC2)	Chiffage des écarts à partir de la série de mesures n°1 donnée sur document DTC3. Conclusions ?
01	Cylindre 1 (A)	16 (2 sections)	P1	B = -90°		Diamètre Ecart de forme	R ₁₁ R ₁₁		
02	Plan 2 (B)	16	P1	B = -90°					
03					Point O _p = projection « centre » cylindre 1 sur plan 2				
04					Création repère pièce R _p - axe principal X _p normale à Plan 2 - axe secondaire Y _p = Y _{N1} - origine : O _p				
05	Cercle 3-1 *	8	P2	B = 0°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre C ₃₁	R ₃₁	Ø 25,4 H8 (E) vérification dimension « enveloppe » et dimensions locales (voir explications complémentaires question QC 3-2)	25,413 > 25,4 ⇒ conforme 25,433 ≤ 25,433 25,417 > 25,4 ⇒ conforme 25,422 < 25,433 alésage 3 acceptable (Ø cercle « moyen ») (voir importance écart de forme)
06	Cercle 3-2	8	P2	B = 0°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre C ₃₂	R ₃₂		
07	Cercle 4-1	8	P2	B = 0°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre C ₄₁	R ₄₁		
08	Cercle 4-2	8	P2	B = 0°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre C ₄₂	R ₄₂		
09	Cercle 5-1	8	P2	B = 180°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre D ₅₁	R ₅₁		
10	Cercle 5-2	8	P2	B = 180°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre D ₅₂	R ₅₂		
11	Cercle 6-1	8	P2	B = 180°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre D ₆₁	R ₆₁		
12	Cercle 6-2	8	P2	B = 180°		Diamètre - Ecart de forme Coordonnées du centre D ₆₂	R ₆₂		
13	Plan 7	4	P2	B = 90°					
14	Plan 9	4	P2	B = 90°					
15	Plan 10	4	P2	B = 90°					
16	Plan 8	4	P2	B = 90°					
17					Droite Δ _c = droite construite à partir des 4 centres C ₃₁ , C ₃₂ , C ₄₁ , C ₄₂ Droite Δ _p = droite construite à partir des 4 centres D ₅₁ , D ₅₂ , D ₆₁ , D ₆₂ point C7 = intersection Δ _c / plan 7 point C9 = intersection Δ _c / plan 9 point D8 = intersection Δ _p / plan 8 point D10 = intersection Δ _p / pl.10				
18					écart de forme (rectitude ou « linéarité »)				
19					écart de forme (rectitude ou « linéarité »)				
20					écart de forme (rectitude ou « linéarité »)				
21					écart de forme (rectitude ou « linéarité »)				
22					écart de forme (rectitude ou « linéarité »)				
23					distance (C7, ΔD)	d1 =			
24					distance (C9, ΔD)	d2 =			
25					distance (D8, Δc)	d3 =			
26					distance (D10, Δc)	d4 =			



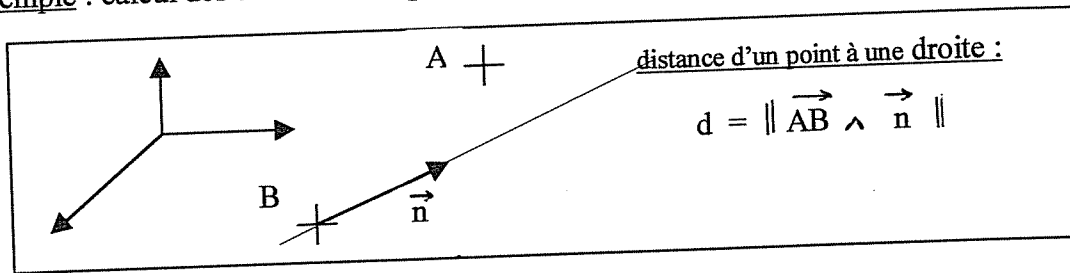
pour C: 0,0165 < 0,02 ⇒ conforme
pour D: 0,0109 < 0,02 ⇒ conforme

0,0839 > 0,06 ⇒ non conforme
0,0962 > 0,06 ⇒ non conforme

* On choisit de relever 2 cercles sur chaque portion d'alésage (voir figures 2 et 3 Document DTC2). Nota: l'écartement entre ces cercles est choisi maximal de façon à représenter au mieux l'étendue physique de chaque portion d'alésage.

QC 2-2 : exploitation mathématique des paramètres effectuée par le logiciel

Exemple : calcul des distances des points C_7 et C_9 / axe Δ_D



Ici $d(C_7 / \Delta_D) = \|\vec{C_7 M_{\Delta D}} \wedge \vec{n_{\Delta D}}\|$

$$\begin{vmatrix} X_M - X_{C_7} \\ Y_M - Y_{C_7} \\ Z_M - Z_{C_7} \end{vmatrix} \wedge \begin{vmatrix} C_{X_{\Delta D}} \\ C_{Y_{\Delta D}} \\ C_{Z_{\Delta D}} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a \\ b \\ c \end{vmatrix}$$

$$d = \sqrt{a^2 + b^2 + c^2}$$

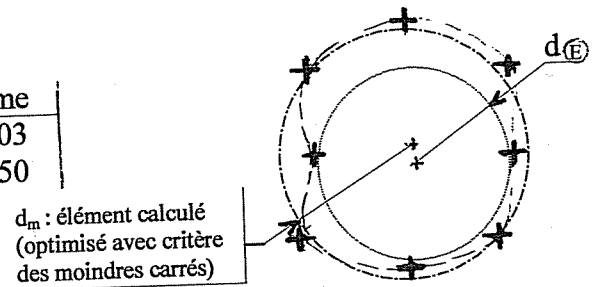
QC 2-3 : vérification de la spécification $\varnothing 25,4$ H8 (E)

Interprétation de la spécification en regard des résultats de mesure :

- dimension de l'état limite au maximum de matière $\varnothing 25,40$ et dim. locales $\leq 25,433$
- écart de forme : il n'y a pas de tolérance géométrique spécifiée donc l'écart de forme peut être au plus égal à la tol. dimensionnelle si l'élément est à la dimension au minimum de matière

Série de mesures n°1

	dimension	écart de forme
Elément 3 - cercle 3-1	25,4233	0,0103
cercle 3-2	25,4220	0,0050



L'élément étant relevé en tant que cercle (dans 2 sections) et non en tant que cylindre, le passage de la dimension « moyenne » donnée comme résultat de mesure, à une dimension « d'enveloppe » peut se faire en tenant compte de l'incidence éventuelle des écarts de forme dans un plan radial (écarts de circularité).

On peut ainsi proposer un passage de la dim. « moyenne » :

1- à la dim. « d'enveloppe » d_E $d_E = d_m - \text{écart de forme}^*$

(* ceci dans l'hypothèse la plus défavorable d'un écart de forme localisé situé essentiellement à l'intérieur du cercle moyen calculé)

soit $d_E = 25,4233 - 0,0103 = 25,413 > 25,400 \leftarrow (\text{dimension mini. admissible})$

$d_E = 25,4220 - 0,0050 = 25,417 > 25,400$

2- aux dimensions « locales » d_i $d_{i \text{ Max}} = d_m + \text{écart de forme}^*$

(* ceci dans l'hypothèse la plus défavorable d'un écart de forme localisé situé essentiellement à l'extérieur du cercle moyen calculé)

soit $d_i = 25,4233 + 0,0103 = 25,433 = 25,433 \leftarrow (\text{dimension maxi. admissible})$

$d_i = 25,4220 + 0,0050 = 25,422 \leq 25,433$

1 et 2 vérifiées \Rightarrow on peut considérer que la spécif. $\varnothing 25,4$ H8 (E) est respectée pour l'élément 3

Remarques :

1 – le moyen de contrôle le mieux adapté serait ici un calibre tampon $\varnothing 25,4$ H8

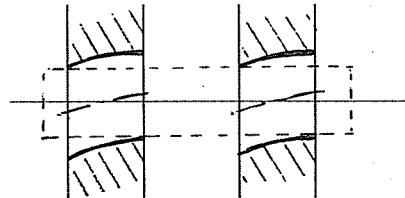
2 – la vérification de cette spécif. sur MMT ne peut se faire valablement que si le logiciel de traitement dispose d'une fonction particulière (mettant en œuvre un algorithme de calcul adapté)

3 – l'application de cette spécif., aux 2 éléments 3-4 et 5-6(3 et 4 réunis, et non cotés séparément), rendrait superflue l'indication de rectitude en « zone commune » tout en garantissant le respect de l'aspect fonctionnel d'assemblage avec l'axe;

dans ce cas, l'écart de forme dans un plan

longitudinal est implicitement limité en

fonction de la dimension du (ou des éléments)

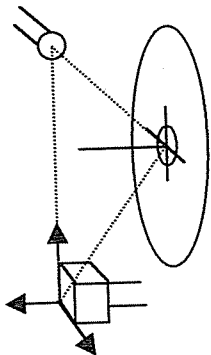


Erreurs générées

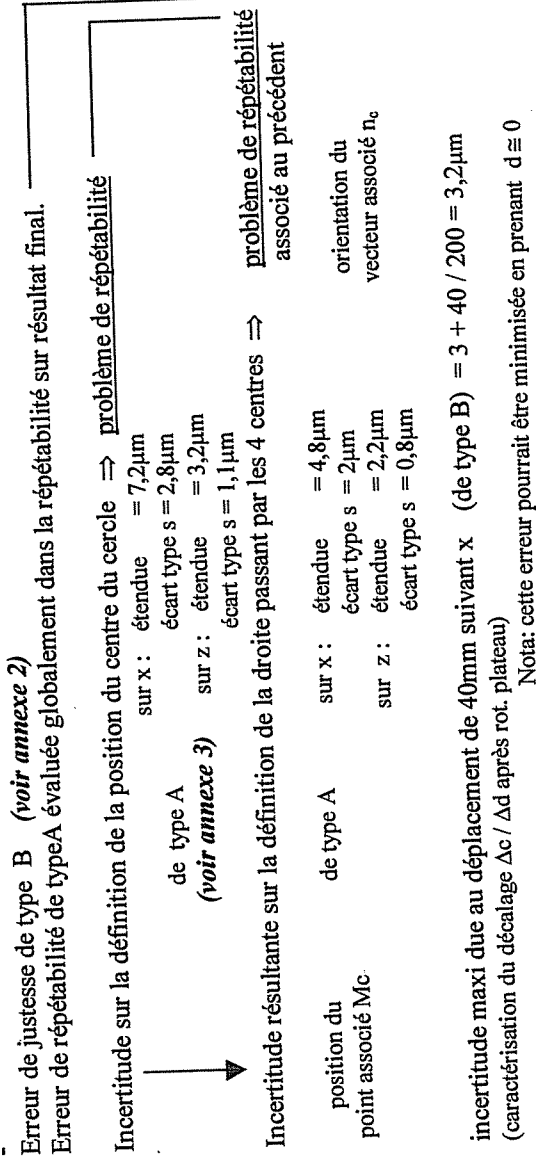
Analyse chronologique du processus

1. Initialisation (axes machine et position 0 du plateau)
2. Montage palpeur P1 et calibration sur cube de référence
3. Repérage pos. relatif axe plateau / origine mesure (effectué à ce niveau, ou à la mise en route)
4. montage porte-pièce et pièce
5. Rotation plateau en position -90°
6. Mesurage des surfaces 1(A) et 2(B)
7. Création du repère pièce
8. Montage palpeur P2 et qualification P2 / P1 sur cube
9. Rotation plateau en position 0°
10. Mesurage des 4 cercles coté C (palpage en 8 points)
 - * définition du centre C3-1
 - * définition du centre C3-2
 - * définition du centre C4-1
 - * définition du centre C4-2
11. Construction de la droite Δc (axe de C)
12. Rotation plateau en position 90° - idem position 0°
13. Déplacement palpeur (de distance 2d suivant z)
14. Mesurage des 4 cercles coté D (palpage en 8 points)
 - * définition du centre C5-1
 - * définition du centre C5-2
 - * définition du centre C6-1
 - * définition du centre C6-2
15. Construction de la droite Δd (axe de D)
16. Construction des points extrêmes des alésages (intersections des axes C et D avec faces 7, 9 - 8, 10)
17. Calcul des distances de ces points aux axes Δc et Δd (le max. de ces distances correspond à l'écart de ⊙)

La détermination des écarts d'alignement entre les éléments C et D, ne met en jeu que des calculs de positionnement relatif de ces 2 éléments entre eux (caractérisés par leurs axes Δc et Δd et leurs points extrêmes O7, O8, O9, O10), et ne fait donc pas intervenir leur positionnement absolu dans le rep. pièce. Les opérations de construction et de calcul se font directement dans le repère mesure, sans faire intervenir le repère pièce; les erreurs associées à la caractérisation du positionnement relatif de ces 2 éléments n'induisent donc pas dans ce cas de composante d'incertitude. Idem pour les erreurs associées à la qualification relative du palpeur P2 / P1, les éléments C et D étant bienus par des palpés consécutifs effectués avec P2. pas d'incidence d'écart de température / 20°, car l'écart nominal mesuré vaut 0mm (écart d'alignement des 2 axes) (déformations dues au bridage pièce sur porte pièce considérées comme négligeables (dépend bonne conception du porte-pièce))



(voir annexe 1)



E _⊙ C/D	moyen	= 0,107 mm
	étendue	= 33 μm
E _⊙ D/C	écart type	= 13 μm
	moyen	= 0,088 mm
	étendue	= 13 μm
	écart type	= 5,4 μm

Les écarts de positionnement relatif Δc/Δd dus aux pb. de répétabilité sont globalement pris en compte dans l'évaluation de répétabilité du résultat de coaxialité

Méthode de repérage de la position axe plateau rotatif

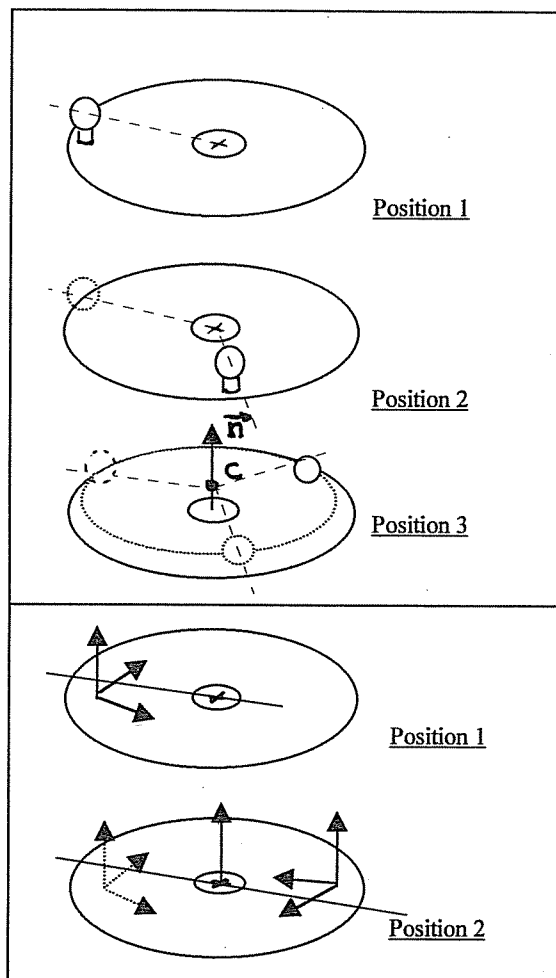
Méthodes envisageables:

1 – détermination axe et orientation face par palpation d'une sphère (mini 3 positions)

- mesure sphère en position 1 (plateau à 0°)
- mesure sphère en position 2 (plateau à 120°)
- mesure sphère en position 3 (plateau à 240°)
- détermination cercle passant par 3 points
↓
- définition de l'axe de rotation plateau
du plan de la face du plateau
(par fonction intégrée au logiciel)

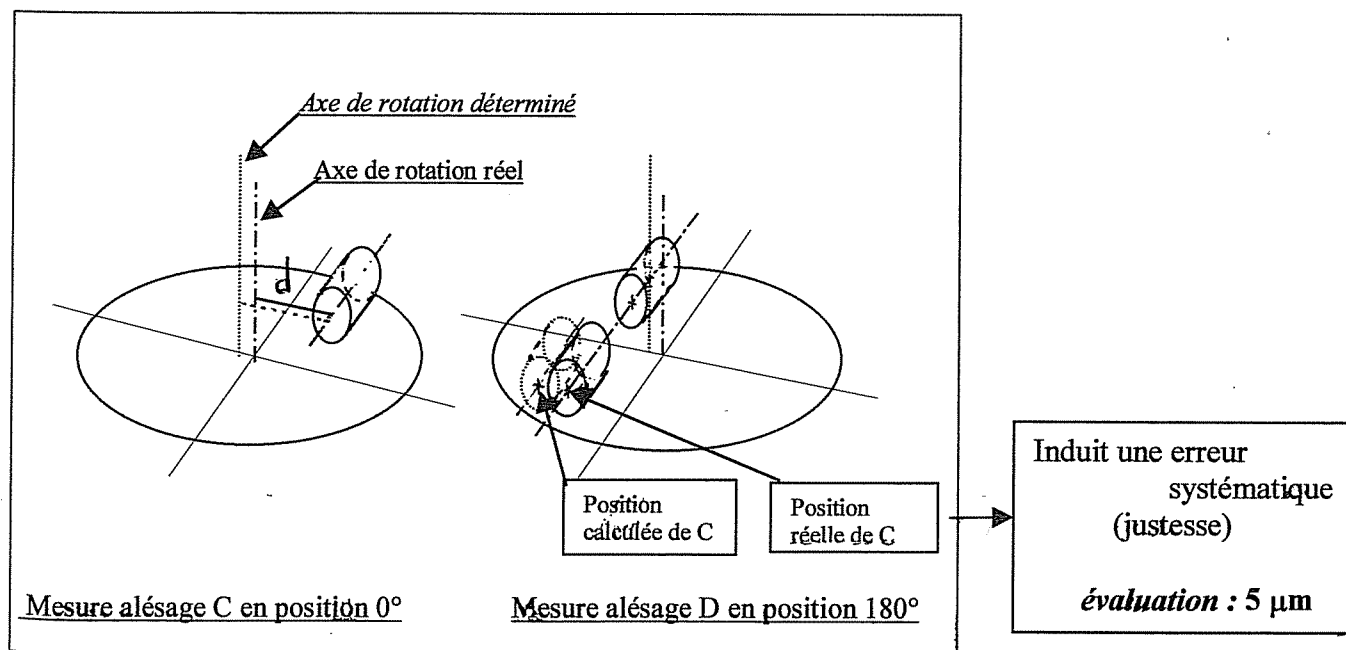
2 – mesure et définition d'un même repère pièce pour 2 positions à 180° du plateau

et recherche logicielle automatique de la position de l'axe intégrant les écarts de justesse dus au plateau pour une rotation de 180°.



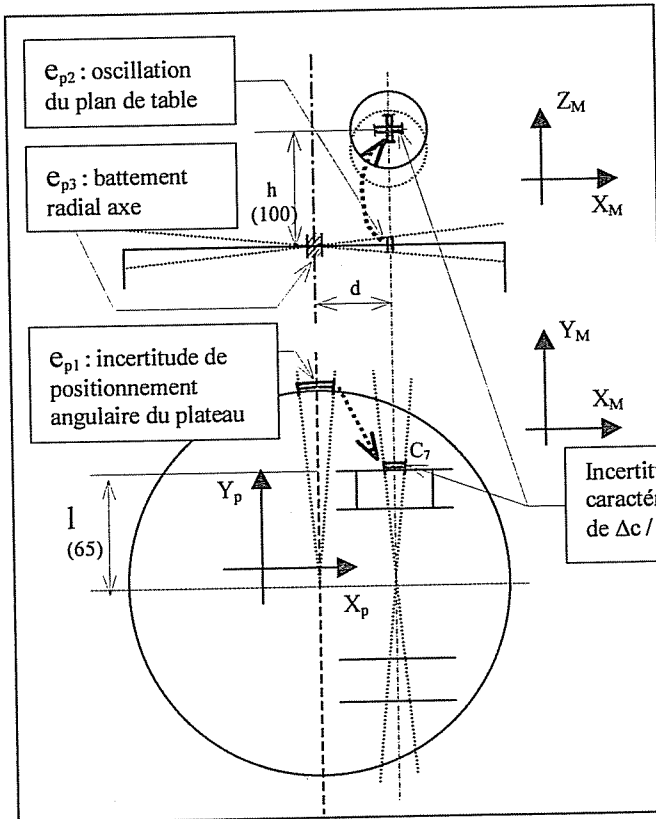
La position et l'orientation de l'axe du plateau étant déterminés, la position de la pièce sur le plateau peut être quelconque, les écarts de position et d'orientation R_p / plateau étant pris en compte par le calculateur.

Incidence de l'écart entre position réelle axe rotation et position repérée



1 – sur la caractérisation de la position de Δ_C (dans le repère mesure)

Estimation des écarts de position engendrés par les défauts plateau au niveau du point extrême C_7 .



$$e_{p1} \Rightarrow e_{xC71} = 1 \cdot \text{tg } 2,5'' = 0,788 \mu\text{m}$$

$$e_{p2} \Rightarrow e_{xC72} = h \cdot \text{tg } 2,5'' = 1,212 \mu\text{m}$$

$$e_{zC72} = d \cdot \text{tg } 2,5'' = 0,242 \mu\text{m}$$

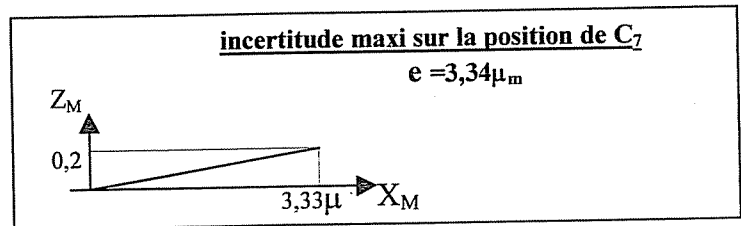
$$e_{p3} \Rightarrow e_{xC73} = 3 \mu\text{m}$$

$$e_{yC73} = 3 \mu\text{m}$$

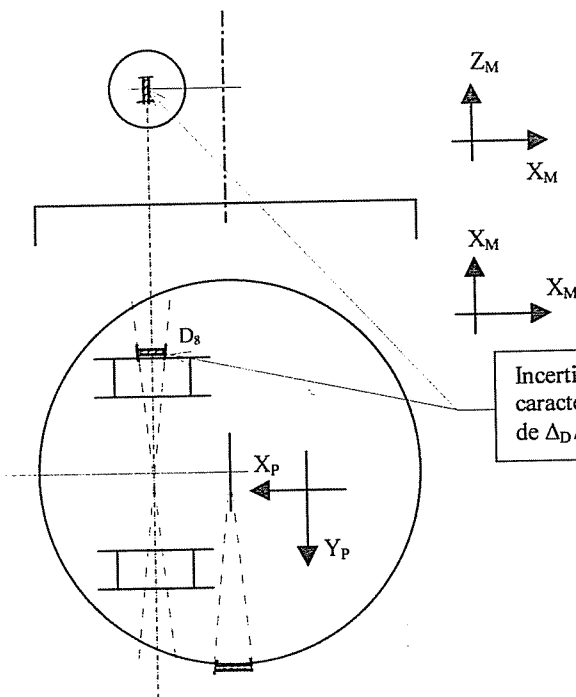
Bilan : $e_{xC7} = \sqrt{e_{xC71}^2 + e_{xC72}^2 + e_{xC73}^2} = 3,33 \mu\text{m}$

$$e_{yC7} = 3 \mu\text{m}$$

$$e_{zC7} = 0,2 \mu\text{m}$$



2 – sur la caractérisation de la position de Δ_D (dans le repère mesure)

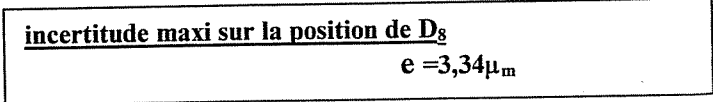


idem

Bilan : $e_{xD8} = \sqrt{e_{xC71}^2 + e_{xC72}^2 + e_{xC73}^2} = 3,33 \mu\text{m}$

$$e_{yD8} = 3 \mu\text{m}$$

$$e_{zD8} = 0,2 \mu\text{m}$$



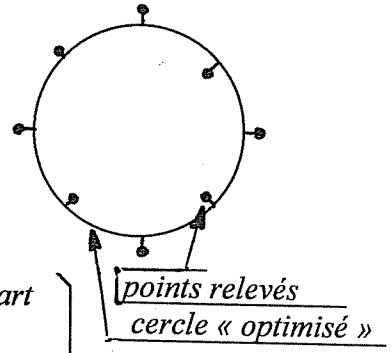
3 – sur la caractérisation de la position relative Δ_C / Δ_D
prise en compte des écarts combinés sur X et Z (écarts sur X prépondérants)

Nota : les écarts de positionnement relatifs dus aux erreurs de répétabilité seront pris en compte globalement dans le test de répétabilité sur le résultat final.
 On ne retiendra donc ici que les écarts dus aux erreurs de justesse.
 Les valeurs données caractérisent une étendue, on estimera l'écart type associé par la relation suivante :

$$u = \frac{\text{étendue incertitude max.}}{3}$$

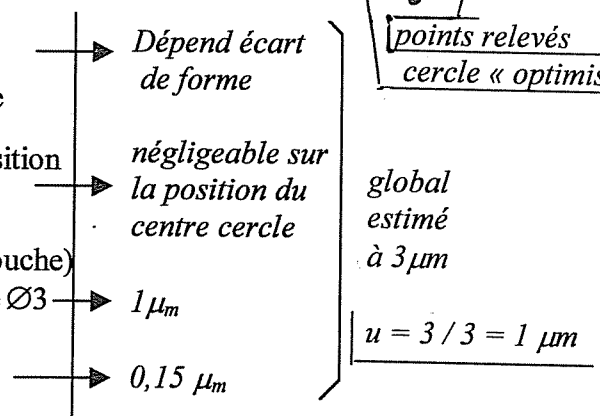
Remarque : dans le cas d'un plateau intégré, le constructeur peut pour améliorer la précision intégrer une correction logicielle de ces écarts (justesse uniquement) après les avoir déterminés par étalonnage (analogie avec matrice de compensation pour les déplacements suivant les axes X, Y et Z)

Annexe 3 Incertitude sur la définition du centre des cercles palpés



Causes d'erreur : justesse

- nombre de points palpés limité (ici 8)
pb. de représentativité des points relevés / surface réelle
- variation de la précourse palpeur sur 360° suivant la position de la surface / direction d'accostage ($\pm 0,8 \mu\text{m}$)
- incidence de la rugosité (filtrage fonction du rayon de touche)
ici $R_a = 1,2 \mu\text{m}$ Bille $\varnothing 3$
- sphéricité de la bille de touche

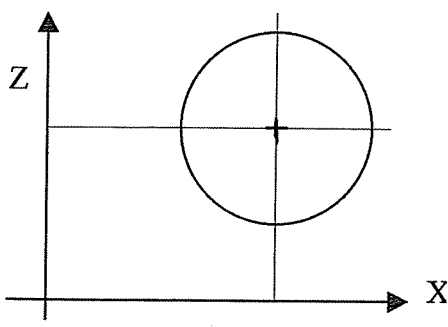


Test de répétabilité : Incertitude de type A

Voir tableau de mesures : Elément 3, mesure 1

mesure 1	X = 57,3271	étendue = 0,0072 = 7,2 μm écart type : s = 2,8 μm
mesure 2	X = 57,3226	
mesure 3	X = 57,3218	
mesure 4	X = 57,3206	
mesure 5	X = 57,3199	

Z =	"	étendue = 3,2 μm écart type : s = 1,1 μm
	"	



QC 3-2

N° opération (voir analyse chronologique)	Evaluation type A	Evaluation type A	
	écart type s_i (en μm)	incertitude maximale	écart type u_j (en μm)
3	_____	5	1,7
7	_____	Pas d'incidence	_____
8	_____	Pas d'incidence	_____
9	Pris en compte par évaluation de répétabilité sur résultat final (dans s_{17})	3,3	$u_9 = 1,1$
10	"	3	$u_{11} = 1$
11	"		
12	idem 9	3,3	$u_{12} = 1,1$
13	"	3,2	$u_{13} = 1,1$
14	idem 9	3	$u_{15} = 1,1$
15	10		
16	_____	négligeable	$u_{16} = 0$
17	<p>→ 13 pour © C/D (4,5*)</p> <p>5,4 pour © D/C</p> <p>(*13 → 4,5 si on ne prend pas en compte le résultat de la mesure 1 qui présente un écart important / autres)</p>	_____	_____

QC 3-3

Incertitude type composée (pour © D/C)

$$u_c = \sqrt{5,4^2 + 1,1^2 + 1^2 + 1,1^2 + 1,1^2 + 1^2 + 1,7^2}$$

$$u_c = 6,25 \approx 6 \mu\text{m}$$

$$u_c = 6 \mu\text{m}$$

Incertitude élargie :

$$U = \pm K \cdot u_c \text{ avec } K = 2 \text{ (niveau de confiance 95\%)}$$

$$U = \pm 12 \mu\text{m}$$

Le résultat de mesurage peut ainsi être accompagné de l'incertitude associée :

Exemple : écart de © D/C = $0,083^{\pm 0,012}$ pour mesure n°2 par exemple

Si l'on conserve le résultat de la mesure 1 pour © C/D :

$$u_c = 13 \mu\text{m}$$

$$U = \pm 26 \mu\text{m}$$

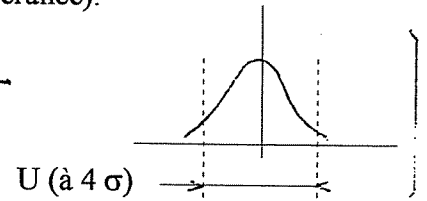
QC3-4 – Capabilité du processus de mesure

Principe d'adéquation de l'incertitude de mesure dans le cas de déclaration de conformité des produits:

La norme française préconise, en l'absence d'autres propositions entre client et fournisseur, d'adopter comme rapport (entre incertitude de mesure et intervalle de tolérance):

$$\frac{uc}{t} \leq \frac{1}{16}$$

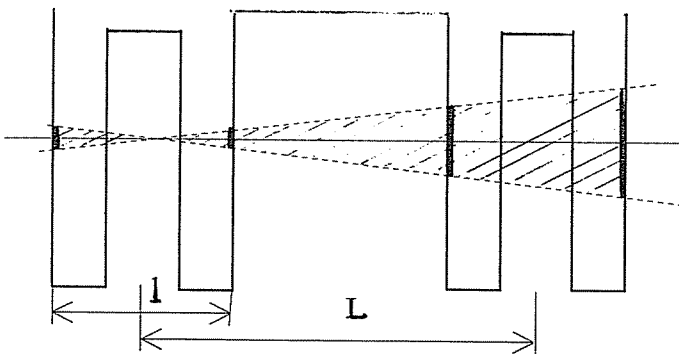
ce qui correspond à "l'ancien" rapport $\frac{U}{t} \leq \frac{1}{4}$



Soit $uc \leq \frac{1}{16}t$ ce qui donne ici $uc \leq 3,8\mu_m$

Dans les 2 cas (⊙ C / D et ⊙ D / C), on obtient une incertitude supérieure, donc le procédé de mesurage retenu n'est pas "capable" pour la vérification de ces spécifications.

Remarque:



Les incertitudes associées à la définition de l'axe de référence dans sa zone d'existence se trouvent amplifiées au niveau de la zone d'existence de l'élément toléré d'autant plus que le rapport L / l est élevé

Proposition d'un mode de cotation différent

A la place de:

C	⊙	∅ 0,06	D
---	---	--------	---

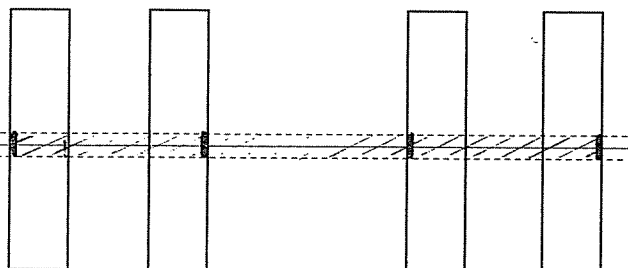
D	⊙	∅ 0,06	C
---	---	--------	---

on propose:

C	⊙	∅ 0,0?	C - D
---	---	--------	-------

D	⊙	∅ 0,0?	C - D
---	---	--------	-------

On ne tolère plus ici l'alignement de C / D (ou inversement), mais l'alignement de C et D par rapport à l'axe qu'ils définissent communément



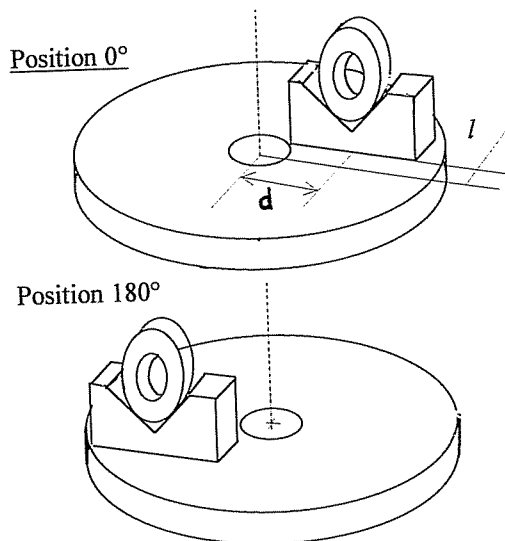
L'incidence des incertitudes associées à la définition de l'axe de référence est notoirement diminuée (pas d'effet d'amplification comme précédemment), l'incertitude associée à la mesure également.

Cette cotation traduit moins fidèlement que la première le souci fonctionnel d'alignement relatif entre les 2 alésages C et D (en effet la liaison pivot entre le boîtier et son support est réalisée par 2 axes distincts logés respectivement dans C et D, et non par un axe unique logé dans C - D), mais elle permet d'établir un tolérancement contrôlable sur M.M.T. dans ce cas, si l'on conserve un I.T. sensiblement identique

QC4 – exigence de vérification ou d'étalonnage

QC41 – méthode de vérification de l'incidence de la précision du plateau + processus de mesure
(écarts de justesse)

1 – mesurage de l'alésage d'une bague étalon pour deux positions du plateau 0° et 180°
(bague occupant sur le plateau une position identique à celle de l'un des 2 alésages C ou D :
 $d = 20mm, l = 65mm$)



2 – détermination de l'écart de coaxialité entre les 2 alésages mesurés :
réponse attendue : 0 (ici valeur vraie)

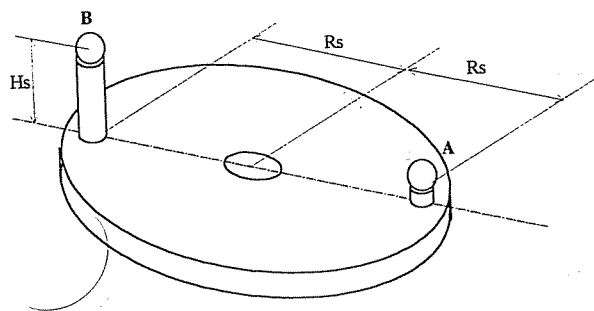
si on effectue plusieurs mesurages :

mesure N°1	écart $e_1 =$

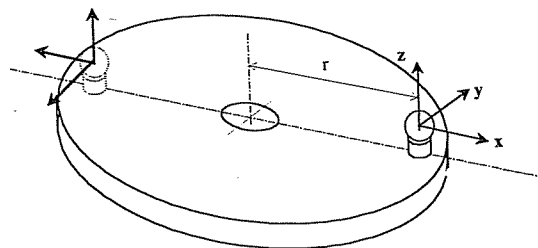
écart moyen e_{moyen} → erreur (de justesse)
écart type S_e → répétabilité
(palpage = plateau = traitement)

QC41 – méthode d'essai de précision des mesures sur M.M.T. 3 axes + table rotative

- mesure de la distance entre centres de 2 sphères placées sur le plateau tournant
on déterminera la précision des mesures sur 4 axes en étudiant les plages de déplacement apparent des centres de chacune des sphères
les erreurs du plateau tournant et de la M.M.T. sont toutes les 2 incluses.



- détermination de l'influence des erreurs du plateau tournant :
mesure d'une sphère pour différentes positions angulaires



COMMENTAIRES RELATIFS A L'EPREUVE : COMPOSITION SUR LES TECHNOLOGIES DE FABRICATION

Commentaires relatifs à la partie A :

L'étude conduisait à décider du nombre d'empreinte(s) nécessaire(s) à l'obtention d'un brut par matriçage. On fournissait une simulation de remplissage direct (sans ébauche) de l'empreinte de finition.

Trois points importants étaient abordés :

- le comportement en plasticité du matériau dans l'optique de déterminer les paramètres essentiels nécessaires à la simulation (consistance calculée à partir d'un essai de torsion à chaud),
- l'interprétation des images de la simulation mettant en évidence un problème de remplissage,
- la définition du tracé de l'empreinte d'ébauche permettant de résoudre le problème précédent.

La première partie permettait d'évaluer les capacités d'Analyse et de Synthèse d'un Document Scientifique (A.S.D.S.) du candidat au travers de l'étude du comportement et des caractéristiques métallurgiques du matériau TiAl6V (alliage de titane très répandu en aéronautique).

Une documentation assez conséquente sur cet alliage permettait de progresser dans la succession des points abordés.

Quelques candidats parfaitement organisés ont bien réussi cette entrée en matière, transposant à bon escient leurs connaissances générales de métallurgie sur ce cas spécifique.

La deuxième partie était divisée en 2 étapes :

Premièrement, la modélisation de l'essai de torsion à chaud étant donnée, il s'agissait, par une démarche guidée, d'aboutir à la valeur de la consistance K du matériau et par suite à la valeur de la contrainte d'écoulement σ_0 . Une fiche d'essais de test de torsion donnait toutes les valeurs utiles.

Quelques candidats très rigoureux ont bien réussi cette partie. D'autres ont échoué essentiellement à cause d'erreurs dans le calcul, particulièrement dans le produit des tenseurs qui donnait la vitesse de déformation généralisée puis, par la suite, la déformation généralisée.

Deuxièmement, la consistance étant considérée connue, il s'agissait d'interpréter les résultats de la simulation de matriçage proposée en tenant compte des hypothèses précisées.

La majorité des candidats s'est intéressée à cette partie d'apparence facile. On peut déplorer un manque important de rigueur dans la formulation des remarques et surtout l'oubli de la prise en compte des conditions initiales indiquées dans la présentation.

La troisième partie concernait le tracé de la gravure d'ébauche, solution des problèmes de remplissage découverts sur la simulation.

Quelques solutions intéressantes ont été proposées.

Commentaires relatifs à la partie B :

La première question permettait d'évaluer les aptitudes à effectuer la synthèse d'une étude de fabrication et à dégager la logique qui a présidé aux groupements d'opérations et à l'ordonnancement des phases (démarche demandée sur 2 surfaces principales utilisées comme références dans la cotation)

Dans l'ensemble, cette question a été traitée correctement.

La deuxième question était relative à la recherche de la mise en position de la pièce en première phase d'usinage en intégrant les critères principaux associés à cette démarche :

- contraintes de positionnement relatif entre surfaces usinées et surfaces brutes.

(Il convient à ce sujet de corriger l'indication de la spécification de coaxialité entre les surfaces $\varnothing B1$ et C-D -flèche de la spécification à placer sur la surface de $\varnothing B1$)

- stabilité du posage retenu
- simplicité de réalisation du porte pièce.

Les choix effectués par les candidats tiennent trop rarement compte de l'ensemble de ces critères.

La troisième question proposait de définir un porte-pièce pour une mise en position donnée.

Elle permettait d'évaluer les capacités à :

- dégager les spécifications d'aptitude à l'emploi du porte-pièce,
- définir une architecture compatible avec la plus grande simplicité d'obtention de ces spécifications,
- définir rapidement de façon graphique la solution retenue.

Le premier point n'ayant pas été clairement traité par beaucoup de candidats, le deuxième s'en trouvait inévitablement réduit ; le souci de simplicité de réalisation devrait pourtant être majeur chez un candidat de profil Génie Mécanique

Dans l'ensemble, la qualité d'expression graphique est correcte, toutefois certains candidats ont d'évidence passé trop de temps sur le dessin, au détriment d'autres questions.

La quatrième question permettait de tester la connaissance d'un processus classique relatif à l'obtention d'un groupement d'entités usuelles (ligne d'alésage précis) dans des parois déformables.

Cette particularité a été très rarement perçue ; ceci traduit un manque évident de maîtrise des problèmes concrets d'usinage.

La comparaison des deux procédés demandait la mise en oeuvre d'une méthode de raisonnement adaptée à la recherche des causes de défauts d'usinage.

L'absence quasi totale de méthode dans cette analyse pourtant classique est à déplorer. Seule une approche rigoureuse permet de répertorier les sources principales d'écart et de classer naturellement ces derniers en fonction de leur provenance en écarts de forme, position ou orientation (voir lien avec QC1).

La cinquième question permettait d'évaluer :

- les connaissances relatives à la géométrie d'un outil de coupe appliquées au foret de type $\frac{3}{4}$,
On peut déplorer ici que la moitié des réponses soient totalement erronées et surtout le manque de remise en cause devant des résultats aberrants (exemple type $\gamma_n = 50^\circ$)
- l'aptitude à transposer une méthode donnée de calcul d'effort de coupe à ce cas particulier.
Les réponses obtenues ont été dans l'ensemble correctes, tout au moins l'ordre de grandeur était cohérent.

Commentaires relatifs à la partie C :

La première question (QC1) permettait de tester, outre les connaissances nécessaires à l'interprétation de la cotation, la capacité à associer à la notion de zone de tolérance celle d'écarts identifiés en liaison directe avec un procédé d'usinage (voir lien avec QB4).

Cet éclairage dans la lecture de la cotation doit être un point fort du technicien Génie Mécanique lui permettant de savoir associer un procédé capable à une exigence donnée.

De trop nombreux candidats n'ont pas franchi le cap de l'interprétation, ils se trouvaient donc dans l'impossibilité de traiter la suite.

Pour les autres, la représentation des écarts probables (associés au procédé d'usinage) ne semble pas une démarche coutumière.

Ceci traduit une approche de l'interprétation de la cotation où les écarts semblent des vues de l'esprit plutôt que les conséquences des imperfections du procédé d'usinage.

Dans la deuxième question (QC2) on demandait de compléter une gamme de contrôle ébauchée pour vérifier les spécifications géométriques relatives à une ligne d'alésages.

Cela impliquait de :

- savoir représenter par croquis les écarts maxi à comparer aux intervalles de tolérance,
- connaître la structure et les fonctionnalités classiques d'un logiciel de M.M.T.

On peut ici regretter que certains candidats se soient lancés dans des développements mathématiques ici inutiles (moindres carrés, ...) au lieu de faire référence aux fonctionnalités du logiciel (calcul de distance,) comme le précisait la question.

Dans un démarche de contrôle, il semblerait logique que l'on s'intéresse en priorité aux possibilités offertes par le logiciel plutôt qu'aux algorithmes et méthodes de calcul mis en oeuvre. Le dernier tiroir de la question permettait toutefois aux amateurs de s'exprimer dans ce domaine.

La troisième question abordait, dans l'optique qualité et suivant le schéma directeur G.P.S., la détermination de l'incertitude associée au résultat d'une mesure (coaxialité entre deux groupes d'alésages). Compte tenu de l'écartement des 2 alésages, le mesurage était effectué sur M.M.T. 4 axes par retournement ; une rotation plateau intervenant entre les mesurages de chaque alésage (solution industrielle).

On retrouvait donc au niveau du contrôle une cinématique analogue à celle retenue pour l'usinage de ces surfaces (Procédé 1).

L'objectif de la question était triple :

- vérifier l'aptitude du candidat à dégager les causes essentielles d'incertitudes en établissant l'analogie entre le procédé censé relever les écarts et celui qui les avait créés (les mêmes causes engendrent les mêmes effets),

On retrouve ici le manque de méthode d'analyse d'un procédé déjà constaté en QB4.

- proposer des solutions permettant de minimiser ces incertitudes,
- calculer l'incertitude élargie et vérifier l'aptitude (capabilité) du procédé. Une analyse critique du mode de cotation était induit par le constat effectué.

Même sans posséder la méthode normalisée de calcul de l'incertitude élargie, l'interprétation des résultats de mesures répétées permettait de conclure à l'inaptitude du procédé pour contrôler la coaxialité telle qu'elle était spécifiée. Les quelques candidats arrivés jusque là ont fait des propositions intéressantes dans ce sens.

Répartition des notes : Technologie de fabrication

