

N° d'ordre : 2902

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET
DE L'INGÉNIEUR

par **Germán CASTILLO**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : **MÉCANIQUE**

**CONTRIBUTION MÉTHODOLOGIQUE À LA CONCEPTION DES
MULTIMATÉRIAUX : APPLICATION À LA DÉFINITION D'UN
MULTIMATÉRIAUX DE BÂTI DE MACHINE OUTIL**

Soutenue le 23 Novembre 2004

Après avis de :

M.Y. BRÉCHET, Professeur, Institut National Polytechnique de Grenoble

M. Y. RÉMOND, Professeur, Université Strasbourg

Devant la commission d'examen formée de :

M.Y. BRÉCHET, Professeur, Institut National Polytechnique de Grenoble

M. J. ETOURNEAU, Professeur, Université Bordeaux I

M. R. HARRY, Maître de conférences, Université Bordeaux I

M. J.M. QUENISSET, Professeur, Université Bordeaux I

M. Y. RÉMOND, Professeur, Université Strasbourg

Mme. I. URRUTIBEASCOA, Professeur, Université de Mondragón

Ce travail a été réalisé au Laboratoire Génie Mécanique et Matériaux de l'IUT Bordeaux1. Je remercie Michel DANIS, directeur du laboratoire, de m'avoir accueilli au sein de son équipe de recherche.

Je tiens à remercier Jean-Michel QUENISSET d'avoir dirigé cette thèse. Ses compétences scientifiques et son encouragement m'ont permis de mener à bien cette étude.

Je remercie également Roland HARRY et Hervé WAGNIER d'avoir co-encadré cette thèse. Tous les trois ont été des guides mais surtout des amis. Cette thèse n'aurait pas vu le jour sans leur aide et leur soutien.

Monsieur ETOURNEAU a accepté d'être le président de mon jury de thèse, je lui en suis très reconnaissant.

J'adresse mes remerciements aux Professeurs Yves BRÉCHET et Yves RÉMOND d'avoir accepté d'être rapporteurs de cette thèse.

Je remercie également Mme. URRUTIBEASCOA d'avoir accepté d'être membre du jury.

Je remercie à Monsieur MARAÑON de la société DANOBAT pour ses conseils et toutes les informations qu'il a pu me communiquer sur les machines outils. Il m'a accordé toute sa confiance pendant toute la durée de ce travail.

Je remercie tous les membres du Laboratoire de Génie Mécanique et Matériaux, particulièrement Corinne ARVIEU, Nicolas CHATELIER, Véronique FAVRE, Stéphane GIACCOBI, F.X KROMM, Thierry LORRIOT, pour leur soutien et leur aide pendant ces années.

Merci à tous mes collègues de l'École Polytechnique Supérieure de l'Université de Mondragón qui ont supporté tous mes changements d'humeur, et spécialement à l'équipe PRIMA (Dani, Fernando, Gorka, Idoia, Mikel, Modesto).

Merci à mes amis Javi et Idoia pour leur soutien psychologique, ils m'ont encouragé pendant tout ce temps et m'ont servi d'exemple.

Merci à Jackie de m'avoir souvent offert le gîte, où je me suis senti en famille.

Merci à ma sœur Itziar et à mon cousin Koldo pour leur soutien et que j'ai eu un peu abandonnés durant ce travail.

Table des matières

INTRODUCTION.....	4
CHAPITRE 1: EXIGENCES FONCTIONNELLES JUSTIFICATIVES DE LA CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAU	6
1.1.- Analyse fonctionnelle d'une rectifieuse	6
1.1.1.- Cahier des charges fonctionnelles de la rectifieuse	6
1.1.2.- Cahiers des charges fonctionnelles des composants de la rectifieuse	10
1.2.- De la reconception des principaux organes à leur cahier de charges matériau	19
1.2.1.- Possibles innovations au niveau de la conception des divers organes de la rectifieuse	20
1.2.2.- Cahier des charges matériau des organes les plus intéressants de la rectifieuse	23
1.3.- Justification de la recherche d'un multimatériaux	27
1.3.1.- Méthode de sélection des matériaux	27
1.3.2.- Application de la méthode aux principaux organes de la rectifieuse.....	29
1.4.- Conclusions.....	31
CHAPITRE 2 : DEFINITION DU CAHIER DES CHARGES MULTIMATERIAUX	35
2.1.- Détermination des valeurs limites de propriétés requises	36
2.1.1.-Modélisation du comportement du bâti	37
2.1.2.- Astreinte de raideur	38
2.1.3.- Astreinte de coût	39
2.2.- Exigences relatives aux propriétés thermomécaniques	41
2.2.1.- Conditions d'environnement et de fonctionnement du bâti	41
2.2.2.- Mise en évidence de l'influence des principaux paramètres sur le comportement du bâti .	43
2.2.3.- Définition des intervalles de valeurs permettant de quantifier les indices de performance du comportement thermique	45
2.3.- Exigences relatives aux propriétés dynamiques	46
2.3.1.- Conditions de sollicitation du bâti	46
2.3.2.- Influence des paramètres matériaux sur le comportement vibratoire du bâti	48
2.3.3.- Définition des intervalles de valeurs permettant de quantifier les indices de performance du comportement dynamique	49
2.4.- Exigences complémentaires	50
2.4.1.- Aspects économiques	50
2.4.2.- Interaction avec les environnants du bâti	52
2.4.3.- Aspects environnementaux et relatifs aux conditions de travail	53
2.5.- Confirmation des incompatibilités au niveau du cahier des charges matériau	54
2.6.- Conclusions	56

CHAPITRE 3 : CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAUX.....	58
3.1.- Application méthodologique de la conception des produits à celle d'un multimatériaux	58
3.1.1.- Méthodes de conception des produits et méthodes de recherche de solutions	58
3.1.2.- Proposition d'une démarche méthodique de conception d'un multimatériaux en adaptant des aspects des méthodes existantes pour les produits	68
3.1.3.- Divers modes de combinaison de matériaux	69
3.1.4.- Influence des conditions de couplage sur le comportement du multimatériaux	71
3.2.- Définition du multimatériaux adapté à la réalisation du bâti	72
3.2.1.- Recherche de combinaisons de matériaux répondant au cahier des charges du bâti	72
3.2.2.- Validation de la conception du multimatériaux	76
3.2.3.- Etude de variabilité et optimisation des propriétés du multimatériaux choisi	82
3.3.- Evaluation des conditions de mise en œuvre du multimatériaux	84
3.3.1.- Procédé d'élaboration envisageable	84
3.3.2.- Estimation des coûts du procédé – Rapport avantages/prix	87
3.3.3.- Evaluation des possibilités de recyclage du multimatériaux	88
3.4.- Conclusions.....	89
CHAPITRE 4: MISE EN ŒUVRE ET CARACTERISATION DU MULTIMATÉRIAUX	93
4.1.- Elaboration du béton polymère	93
4.1.1.- Formulation du béton-polymère	93
4.1.1.1.- Sélections des cailloux, de la résine et de la charge	93
4.1.1.2.- Distribution granulométrique	96
4.1.1.3.- Choix des intervalles d'étude des fractions volumiques de cailloux et de liant polymère	99
4.1.2.- Conditions d'élaboration	100
4.1.2.1.-Réalisation du compound , précaution à prendre pour avoir une bonne répétabilité	100
4.1.2.2.-Coulée, densification et polymérisation	101
4.1.3.- Spécifications finales du béton-polymère et de ses conditions d'élaboration	103
4.2.- Caractérisation du béton-polymère	106
4.2.1.- Propriétés physiques	106
4.2.1.1.- Analyse morphologique, fraction volumique de cailloux et masse volumique ..	106
4.2.1.2.- Chaleur massique	108
4.2.1.3.- Conductivité thermique	109
4.2.1.4.- Coefficient de dilatation	112
4.2.2.- Propriétés mécaniques quasi statiques à température ambiante	114
4.2.2.1.- Flexion 4 points	114
4.2.2.2.- Tenacité	117
4.2.2.3.- Fluage	120
4.2.3.- Propriétés mécaniques dynamiques. Facteur de pertes	127
4.3.- Conclusions	131

CHAPITRE 5 : VALIDATION DE LA DEMARCHE DE CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAUX	134
5.1.- Comparaison entre résultats expérimentaux et prédictions	134
5.1.1.- Bilan et discussion au niveau de la stabilité thermique du bâti	135
5.1.2.- Bilan et discussion au niveau de la capacité d'amortissement du bâti	136
5.1.3.- Bilan et discussion au niveau économique et écologique	137
5.2.- Réitération de la démarche de conception. Perspective d'amélioration du multimatériaux du bâti grâce à la combinaison d'un troisième constituant : un renfort fibreux	139
5.3.- Généralisation de la démarche	142
5.4.- Conclusions	148
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	150
ANNEXES	153

INTRODUCTION

La croissante compétitivité existante dans un monde chaque fois plus complexe nous amène toujours à faire les choses plus rapidement et avec une plus grande valeur ajoutée. Il ne suffit pas de créer des solutions techniques répondant aux besoins des clients, mais il faut en plus que les solutions soient données avec la vitesse requise par le marché et quelles soient les plus performantes possible.

La machine outil n'a pas été exclue de cette demande. En effet, on exige des machines outils une augmentation de productivité et des précisions chaque fois plus sévères.

L'utilisation des outils informatiques a permis l'optimisation des structures répondant plus ou moins bien aux besoins du client. Cependant, ces besoins dépassent les capacités de réponse des solutions techniques actuellement utilisées.

Des possibilités de solution peuvent être envisagées, en particulier à partir de nouveaux matériaux susceptibles de donner lieu aussi à de nouvelles architectures.

Dans cet esprit, dans les dernières années, des méthodologies de sélection des matériaux ont été développées, permettant au concepteur de faire une sélection de matériaux de façon méthodique tout en essayant d'affranchir les inerties psychologiques (propres ou du marché).

Or, dans la recherche des nouveaux matériaux répondant mieux au cahier des charges client, on trouve assez souvent des incompatibilités faisant qu'il n'existe pas de solution monolithique adaptée. Pour pallier cette carence, il a fallu concevoir de nouveaux matériaux à partir de ceux existants, donnant lieu à des solutions multimatériaux.

Le concepteur se trouve alors avec le problème de l'absence de guides permettant la conception des multimatériaux de façon méthodologique. La solution multimatériaux est obtenue grâce à son intuition et son savoir faire.

Pour faciliter ce type d'étude, une guide méthodologique pour le développement des multimatériaux est nécessaire.

L'objectif de la thèse est de faire émerger une méthode de conception de multimatériaux, à partir de la reconception d'un composant de machine-outil, dont le cahier des charges fonctionnel, induit par les attendus des clients (utilisateurs et clients), conduit à des requis au niveau du cahier des charges matériau, que les matériaux

actuellement disponibles ne peuvent satisfaire. La démarche sera validée à partir de la conception et de la mise en œuvre d'un multimatériaux.

Dans un premier chapitre, l'analyse fonctionnelle des composants d'une rectifieuse permettra à partir du cahier des charges matériau correspondant à chaque composant, de sélectionner l'organe pour lequel la conception d'un multimatériaux s'avère la plus justifiée : le bâti, en raison de certaines incompatibilités entre les propriétés requises.

Dans un deuxième chapitre, seront mises en évidence et précisées les caractéristiques vers lesquelles la conception d'un nouveau matériau doit tendre, pour que les améliorations par rapport à l'existant soient telles que la mise en œuvre de ces nouveaux matériaux s'impose et soit justifiée. Des matériaux tels que les bétons polymères s'avèrent comme des solutions possibles.

Un troisième chapitre évaluera en quoi les méthodes proposées pour la conception d'ensembles de pièces ou de structure, peuvent être adaptées à la conception d'un multimatériau. Des combinaisons de matériaux seront proposées et validées. Les principaux résultats des recherches effectuées par ailleurs sur des multimatériaux tels que les bétons polymères seront discutés par rapport à cette procédure de conception.

Dans un quatrième chapitre, des bétons-polymères seront formulés, élaborés, caractérisés et ajustés pour répondre au cahier des charges du multimatériaux. Parmi les requis du cahier de charges, on retiendrait le comportement thermique et mécanique (statique et dynamique). De façon à garantir son comportement à long terme on vérifierait surtout le fluage du multimatériau développé dans la gamme des températures de service des machines outils.

Finalement, dans le chapitre cinq, les principaux résultats obtenus seront rapprochés des prédictions de propriétés et des exigences fonctionnelles de manière à créditer la démarche suivie. L'application à nouveau de la démarche proposé, pour l'amélioration du multimatériaux développé montrera le caractère itératif de la démarche.

Sa généralisation sera discutée en comparant l'application ayant servi de base à cette thèse, à d'autres exemples étudiés par ailleurs.

CHAPITRE 1: EXIGENCES FONCTIONNELLES JUSTIFICATIVES DE LA CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAU

On se propose, à partir de l'analyse fonctionnelle d'une machine-outil telle qu'une rectifieuse, de montrer que pour satisfaire les exigences sans cesse croissantes des utilisateurs et des fabricants de machines-outils, il est nécessaire de concevoir pour ses composants, de nouveaux matériaux intégrant des propriétés généralement incompatibles. Un exemple particulièrement représentatif sera choisi, pour faire émerger par la suite une méthode de conception de multimatériaux.

1.1.- Analyse fonctionnelle d'une rectifieuse

1.1.1.- Cahier des charges fonctionnelles de la rectifieuse

La situation critique dans le secteur machine-outil est caractérisée par les hauts coûts de fabrication, l'augmentation des exigences de sécurité et d'environnement ainsi qu'une plus grande compétitivité internationale. Cette situation a conduit au changement des conditions pour la machine-outil [Weck, 1994]. En raison des exigences techniques liées à la précision, la fiabilité et à la capacité de production, les coûts d'acquisition, de fonctionnement et d'adaptation de la machine à l'environnement sont de plus en plus importants.

Dans les dernières années une croissance continue des complexité et précision des pièces usinées a été constatée. Dans les années 40 la précision qu'on pouvait atteindre allait de 10 à 100 μm [Tanaguchi, 1983]. Aujourd'hui on demande des précisions de 1 à 10 μm . Actuellement, l'industrie ne demande pas seulement des précisions autour du micron, mais aussi des cadences de production deux à trois fois supérieures. Il est donc nécessaire d'augmenter la vitesse de coupe, la puissance des moteurs et la raideur et la précision des machines.

Les structures des machines-outils qui avaient autrefois un comportement statique et dynamique satisfaisant pour beaucoup d'applications, ne sont plus assez raides pour faire face à l'automatisation et aux exigences de l'évolution technologique. Les machines traditionnelles pouvaient être soit des machines d'ébauche alliant

puissance et rigidité, soit des machines de précision ne faisant que des opérations légères. Aujourd'hui, le client exige sur une même machine la précision et la productivité. Pour cela, la structure d'une machine-outil doit répondre à un cahier des charges beaucoup plus contraignant.

La fonction principale d'une machine-outil est de produire des pièces à la forme géométrique désirée, avec un état de finition acceptable et avec le plus grand ratio de production possible.

Pour un système de fabrication, le cahier des charges est totalement défini par la pièce à réaliser. Le critère de précision du système est donc très simple: c'est la capacité à usiner la pièce dans les délais disponibles, avec la qualité désirée et dans le respect des tolérances spécifiées, sachant que la pièce « contient » tous les défauts de la machine. Pour l'acquéreur d'un système de fabrication, seule la pièce fabriquée importe.

L'étude a été focalisée sur le domaine de la rectification des biens d'équipement (axes principaux pour machines-outils, porte-outils, broches, etc.) et sur le secteur de l'automobile (arbres de boîtes, engrenages, arbres à cames, etc.).

L'usinage par rectification est une méthode d'obtention des pièces par abrasion. L'outil en tournant en opposition à la pièce, provoque l'arrachage de petites particules de matériau. Les vitesses de coupe sont très élevées et permettent d'atteindre de bons rendements de production. Les enlèvements de matière sont de 0,2 à 0,5 mm sur le diamètre. D'autre part, les pièces ont souvent subi un traitement de trempe, et présentent des duretés de l'ordre de 64 HRC. La rectification est pour ainsi dire, le seul moyen permettant de corriger les déformations produites pendant le traitement thermique. Avec la rectification on assure une grande précision dimensionnelle ainsi qu'un état de surface de grande qualité. Les exigences d'usinage sont de l'ordre de:

- tolérances dimensionnelles: IT7-IT5 (IT3)*;
- état de surface: Ra 0,8-0,2 μm (Ra 0,05 μm)*;
- erreurs de rondeur et rectitude: 10-1 μm (0,5 μm)*

** Avec des cycles semi-automatiques plus sophistiqués.*

On peut distinguer différents types de rectification et par conséquent, des machines différentes:

- rectification plane;
- rectification cylindrique extérieure;
- rectification cylindrique intérieure;

- rectification sans centre.

Par la suite, on se focalisera sur la rectification cylindrique (figure 1.1). Celle-ci est utilisée pour obtenir des surfaces extérieures et intérieures circulaires ou de révolution.

Le cahier des charges d'une machine est influencé par la diversité des utilisateurs et la morphologie des pièces. En effet, en fonction du secteur d'utilisation les caractéristiques des machines sont complètement différentes:

- pour des pièces unitaires ou des petites séries dans les ateliers de sous-traitance et de maintenance, où le plus important pour l'utilisateur est la facilité d'utilisation ainsi que la flexibilité de configuration de la machine. La précision de la pièce est obtenue manuellement dans la plupart des cas.
- pour les moyennes ou grandes séries (secteur de l'automobile et de l'équipement), c'est la productivité, la répétitivité, l'automatisation, la facilité de changement des pièces, ainsi que le respect des critères de fiabilité et de maintenabilité qui sont le plus important pour l'utilisateur.

Seules les rectifieuses pour moyennes et grandes séries feront l'objet de cette étude.



Figure 1.1. Rectifieuse cylindrique chez DANOBAT.

Parmi les caractéristiques les plus spécifiques des rectifieuses, comparativement à d'autres machines-outils, on trouve les très grandes vitesses de coupe nécessaires à

l'obtention de bons rendements d'usinage. Le développement des meules de CBN (Nitrure de Bore Cubique) a permis des résultats très encourageants, et autorise des vitesses de coupe de l'ordre de 140 m/s ou plus dans certaines applications.

D'autre part, la législation européenne exige le respect de l'environnement. Ce respect implique:

- une réduction de l'énergie consommée pendant le cycle de vie de la machine;
- l'élimination ou, au moins, la réduction des émissions nocives en cours d'usinage (résidus, vibrations, bruits,...);
- une sécurité vis-à-vis des environnants, en particulier, de l'utilisateur.

Enfin, l'acheteur d'une machine prend aussi en compte la fiabilité de la machine. Dans le tableau 1.1 sont résumées les fonctions principales que doivent remplir du point de vue de l'acheteur les rectifieuses faisant l'objet de l'étude.

Type de série de pièces à usiner	Moyenne et grande
Secteur d'utilisation de la machine	Biens d'équipement et automobile
Taille des pièces à usiner	Poids<250Kg, L<1200mm, d<350mm
Précision de travail: Tolérances dimensionnelles Etat de surface Erreurs de rondeur et rectitude	IT7-IT5 Ra 0,8-0,2 µm 10-1 µm
Capacité de production	Taux élevés d'enlèvement de matière. Vitesses de coupe élevées (140 m/s avec meule CBN) et des hautes puissances du moteur porte-meule. Grande vitesse de déplacement (15 m/min)
Respect de l'environnement	Faibles bruits et vibrations Ergonomie Protection contre les accidents
Disponibilité / fiabilité	Faible maintenance Mise en route rapide Faible fréquence d'arrêts
Flexibilité	Possibilité de rotation de la poupée Possibilité d'orientation de l'embase de la poupée porte-pièce
Système de réfrigération	Eviter l'élévation de température de la pièce pendant l'usinage
Dispositif de dressage	Oui
Prix	Le plus faible possible
Délai de fabrication	Le plus faible possible

Tableau 1.1. Fonctions principales d'une rectifieuse

1.1.2.- Cahiers des charges fonctionnelles des composants de la rectifieuse

La pièce à usiner se présente avant tout comme un morceau de matière à différents stades de finition, c'est à dire un solide, qu'il s'agit de piloter dans l'espace afin que l'outil enlève de la matière avec une précision et des tolérances fixées par un dessin de définition.

La fonction d'usinage est réalisée par un outil maintenu par un porte-outil entre la broche et la pièce. À la base de tout usinage de qualité, on trouve ainsi une structure, un ou des chariots et une broche. Les organes principaux composant une rectifieuse cylindrique sont (figure 1.2):

- un bâti avec système de guidage pour le déplacement longitudinal de la table;
- une table et un système à chariots croisés;
- une poupée porte meule montée sur une broche équipée de coussinets de conception hydrodynamique, évitant le frottement mécanique, optimisant la rigidité et la capacité d'amortissement;
- une poupée porte pièce et une contre pointe;
- un système d'entraînement.

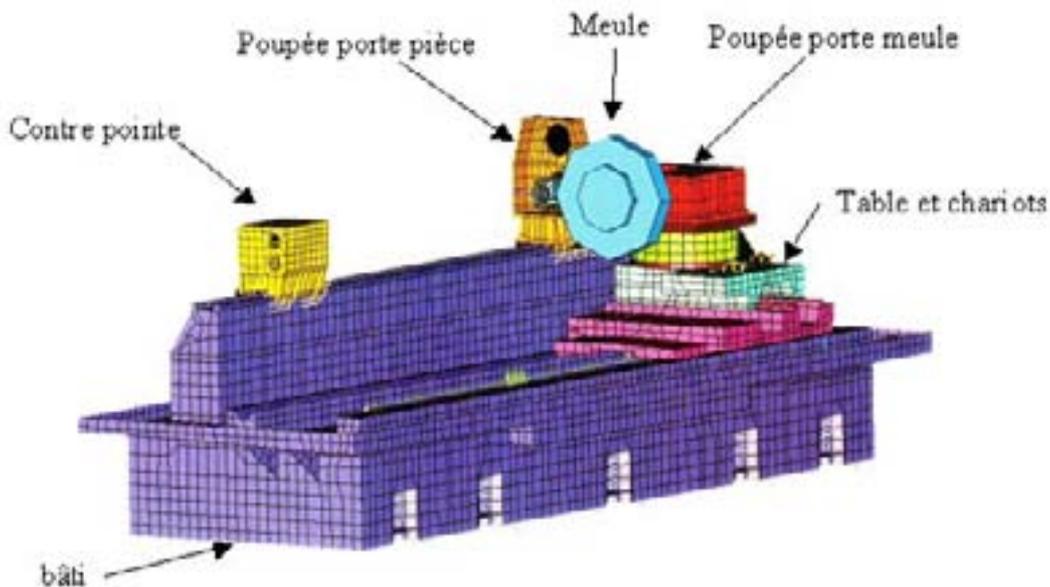


Figure 1.2. Organes principaux d'une rectifieuse cylindrique.

La machine est le lien entre la pièce usinée et l'outil. Pour cette raison, les fonctions des machines responsables de la précision sont:

- la précision du positionnement relatif pièce/outil;
- le déplacement à une vitesse spécifiée, ainsi que ses capacités d'accélération et de freinage;
- le suivi de trajectoires, dans le plan et dans l'espace, avec des erreurs de poursuite et des traînées minimales;
- la capacité de maintenir la position relative pièce/outil.

Précision du positionnement relatif pièce/outil

Les usinages consistent le plus souvent à créer des surfaces de révolution et des surfaces planes. Pour leur réalisation, les mouvements nécessaires de la machine-outil sont la rotation d'une pièce ou d'un outil autour d'un axe et le déplacement linéaire, dans un plan ou dans l'espace de la pièce par rapport à l'outil ou vice versa. Il en résulte dès lors que les éléments directement responsables de ces mouvements sont les chariots et leurs entraînements, de même que les broches et leurs commandes de puissance.

La précision peut être définie comme la capacité d'une machine-outil pour aller à la position commandée. La commande numérique (CNC) donne l'ordre de se déplacer aux chariots et vérifie son déplacement avec des codeurs de mesure. Le chariot est l'élément responsable du mouvement linéaire, il doit empêcher, avec le plus de précision possible, tout autre mouvement. La précision du mouvement du chariot dépend de la qualité du système d'entraînement et de guidage. En usinage, les raideurs exigées, tant pour la précision à respecter que pour éviter le "broutage", ont imposé pour le guidage l'utilisation des glissières. En ce qui concerne les entraînements, ceux faisant appel à des moteurs électriques entraînant des vis à billes sont les plus répandus.

Déplacement, accélération et suivie des trajectoires

La capacité d'accélération et de freinage d'un chariot dépend des caractéristiques dynamiques du système actionneur (y compris les moteurs et masses à déplacer). Pour un système actionneur donné on a intérêt à réduire au maximum la masse mobile et donc les inerties. Par conséquent, la masse des chariots doit être la plus petite possible. Cette amélioration de la dynamique des parties mobiles de la machine a une répercussion importante dans les déplacements à grande vitesse pour éviter les erreurs de poursuite dans le suivi des trajectoires.

Capacité à maintenir la position relative pièce/outil

Une fois la meule située en position contre la pièce, cette position doit pouvoir être conservée pendant l'usinage. La perte de la position provoque une perte de tolérance dimensionnelle ainsi que des états de surface insuffisants et des erreurs d'usinage (tolérances dimensionnelles et géométriques ainsi que des états de surface inadéquates). Les paramètres de la machine qui évitent ces erreurs sont:

- la raideur statique;
- la raideur dynamique;
- la stabilité thermique.

En effet, pendant l'usinage on développe des efforts de coupe qui peuvent être importants. Ces efforts provoquent des déformations de la pièce et de la machine. La raideur statique a une influence surtout sur les erreurs de forme des pièces usinées. Le comportement statique est déterminé et chiffré en termes de précision sur la pointe de l'outil et il est responsable des manques de tolérances dans les pièces usinées. Dans le cas de machines-outils, il s'agit du couplage mécanique entre le bâti, les chariots, les systèmes de fixation des vis à billes, les éléments constituant les actionneurs, qui sont reliés entre eux avec des éléments de fixation, guides et roulements à billes.

Pour analyser les déformations statiques, on peut modéliser le système avec des ressorts reliant en série ou en parallèle les éléments de la machine (figure 1.3):

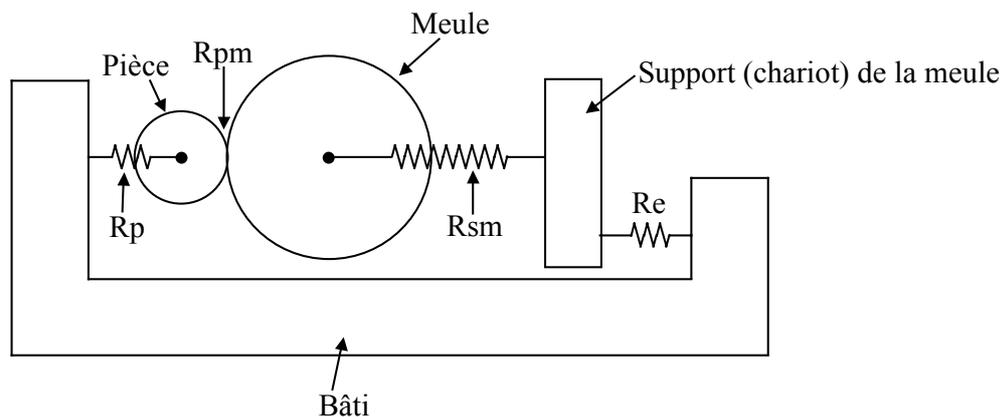


Figure 1.3. Modélisation simplifiée de la rectifieuse.

Modèle série:
$$\frac{1}{Re q} = \frac{1}{Rp} + \frac{1}{Rpm} + \frac{1}{Rsm} + \frac{1}{Re} + \frac{1}{Rb}$$

où:

Req: raideur équivalente à la machine dans la direction d'usinage,

Rp: raideur du support de la pièce,
Rpm: raideur combinée pièce-meule,
Rsm: raideur du support de la meule,
Re: raideur du système d'entraînement,
Rb: raideur du bâti.

La question de la contribution de la raideur propre d'un élément à la raideur entre l'outil et la pièce subsiste, car le système global est très complexe et dépend beaucoup du type de machine. Les liaisons entre chariots et bâti sont des facteurs importants qui contribuent à la déformation des machines-outils, étant ses valeurs faibles par rapport aux autres termes. Il est évident que l'élément le plus faible d'un ensemble bouclé de raideurs se refermant au droit du contact pièce-outil conditionne le résultat de l'ensemble.

Le comportement dynamique d'un système se caractérise par des fréquences propres qui font intervenir à la fois la raideur et la masse de ses éléments. A cette fréquence, la raideur dynamique est peu élevée et une énergie vibratoire, si faible soit-elle, peut mettre le système tout entier en résonance.

À chaque fréquence propre correspond un pic de la réponse en fréquence, dont la hauteur mesure l'amplitude des vibrations. Plus un mode est amorti, plus son pic caractéristique sera émoussé. Une faiblesse dynamique se manifeste par un déplacement oscillant.

Sur la précision, ce mouvement relatif entre pièce et outil conduit à des inégalités, des ondulations de la surface usinée, et peut aller jusqu'à l'instabilité du processus d'usinage (chatter). Ces vibrations provoquent aussi des usures prématurées de la meule et de la machine pouvant aller jusqu'à la rupture. De ce fait, il faudrait repousser les fréquences propres en dehors du domaine fréquentiel que peut exciter le processus lui-même. On doit distinguer entre deux types d'excitation:

- excitation externe: elle est principalement due à des déséquilibres, des défauts des roulements et des engrenages, entre autres. Le système vibre avec la fréquence des forces d'excitation;
- vibrations auto excitées.

Dans le cas des vibrations auto excitées, le système vibre avec une ou plusieurs fréquences propres sans l'action de forces externes variables. En effet, les ondulations produites dans la pièce engendrent des variations de section des copeaux dans

l'opération suivante, ce qui provoque des variations d'efforts de coupe, qui induisent à leur tour des vibrations dans la machine et provoquent d'autres ondulations. La limite de stabilité est définie par les caractéristiques dynamiques de la machine; plus exactement, par la fonction de transfert entre la déformation normale à la surface générée et la force de coupe [Tlustly, 1985],[Inasaki, 2001]. En effet, en simplifiant la machine-outil par un système à un degré de liberté (figure 1.4), la profondeur de coupe limite est donnée par la formule suivante:

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{2C \operatorname{Re}(G)_{\text{min}}} = \frac{2k\eta(1+\eta)}{C}$$

où:

b_{lim} = profondeur de coupe limite

C = coefficient de force de coupe

$\operatorname{Re}(G)_{\text{min}}$ = minimum de la partie réelle de la fonction de transfert

k = raideur statique

η = coefficient d'amortissement

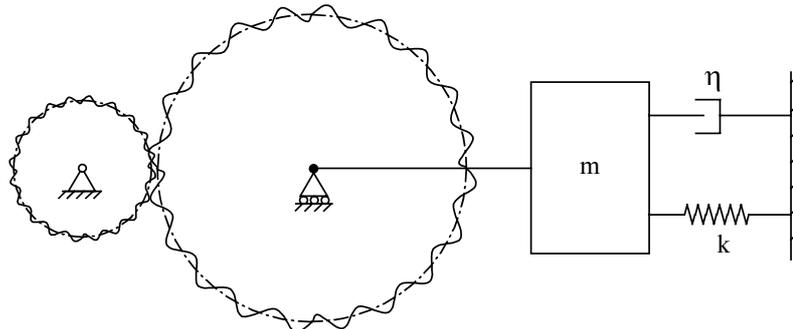


Figure 1.4. Modélisation dynamique du contact pièce-meule.

Il en résulte que la profondeur maximale (donc la productivité) dépend de la raideur (k) et de l'amortissement (η) de la machine.

D'autre part, le comportement thermo-élastique de la machine a une importance décisive sur la précision du travail. En effet, l'influence des déformations thermiques est l'une des sources d'erreurs dimensionnelles, elle est également des non répétitivités des opérations sur machines-outils. Le comportement thermique de la machine décrit la distribution de la température et la déformation résultante. Il est déterminé par l'emplacement et l'intensité des sources de chaleur, les propriétés thermiques des matériaux, les transferts de chaleur avec l'environnement par convection et

rayonnement, ainsi que la forme de la machine. Dans tous les cas, une fois que la machine arrive au régime thermique permanent, elle ne doit pas évoluer sous les effets des sollicitations thermiques agissant sur elle.

Conclusion

D'après l'étude réalisée jusqu'ici, les conditions requises pour garantir les fonctions de la machine sont montrés dans le tableau 1.2.

Il est évident que chaque organe de la machine va contribuer d'une façon plus ou moins importante sur ces requis. Dans le tableau 1.3 on montre quels sont les organes de la machine qui ont une influence sur les requis de la machine outil et leur importance relative.

Fonction	Requis
Précision	Garantir le positionnement
	Garantir le suivi des trajectoires
	Maintenir la position relative pièce/outil
Productivité	Permettre l'utilisation des systèmes d'entraînement puissantes
	Garantir une suffisante raideur statique de la machine
	Garantir une suffisante raideur dynamique de la machine
	Permettre l'utilisation des moteurs porte meule puissantes
	Permettre l'existence d'un système de réfrigération
Environnement	Réduire la consommation d'énergie pendant le cycle de vie de la machine
	Réduire les émissions nocives (Bruits, vibrations, résidus,...)
	Augmenter la sécurité (Bruit, Ergonomie, Protections,...)
Fiabilité	Augmenter la disponibilité de la machine
	Permettre la maintenance
	Réduire la fréquence d'arrêts

Tableau 1.2. Requis de la rectifieuse.

Requis	Organes concernés			
	Système d'entraînement	Système de guidage	Chariots	Bâti
Positionnement	●●●	●●●		
Suivi des trajectoires	●●●	●●●	●●●	
Capacité de maintenir la position relative pièce/outil	●●	●●●	●●●	●●●
Puissance des systèmes d'entraînement	●●●			
Raideur statique de la machine		●●●	●●	●●●
Raideur dynamique de la machine		●●●	●●●	●●●
Puissance du moteur porte meule	●			●
Système de réfrigération				●●●
Consommation d'énergie pendant la fabrication de la M.O	●		●●	●●●
Consommation d'énergie pendant l'utilisation de la M.O	●●		●●●	
Émissions nocives (Bruit, vibrations, résidus)	●●	●●●	●	●●●
Sécurité (Bruit, Ergonomie, Protections,...)	●●		●	●●●

●●● Très importante. ●● Importante. ● Peu importante.

Tableau 1.3. Importance des organes de la machine sur les requis de la rectifieuse.

À partir des requis de la machine on peut définir le cahier des charges fonctionnelles des principaux organes structuraux de la machine (chariots et bâti) (figures 1.5 à 1.7).

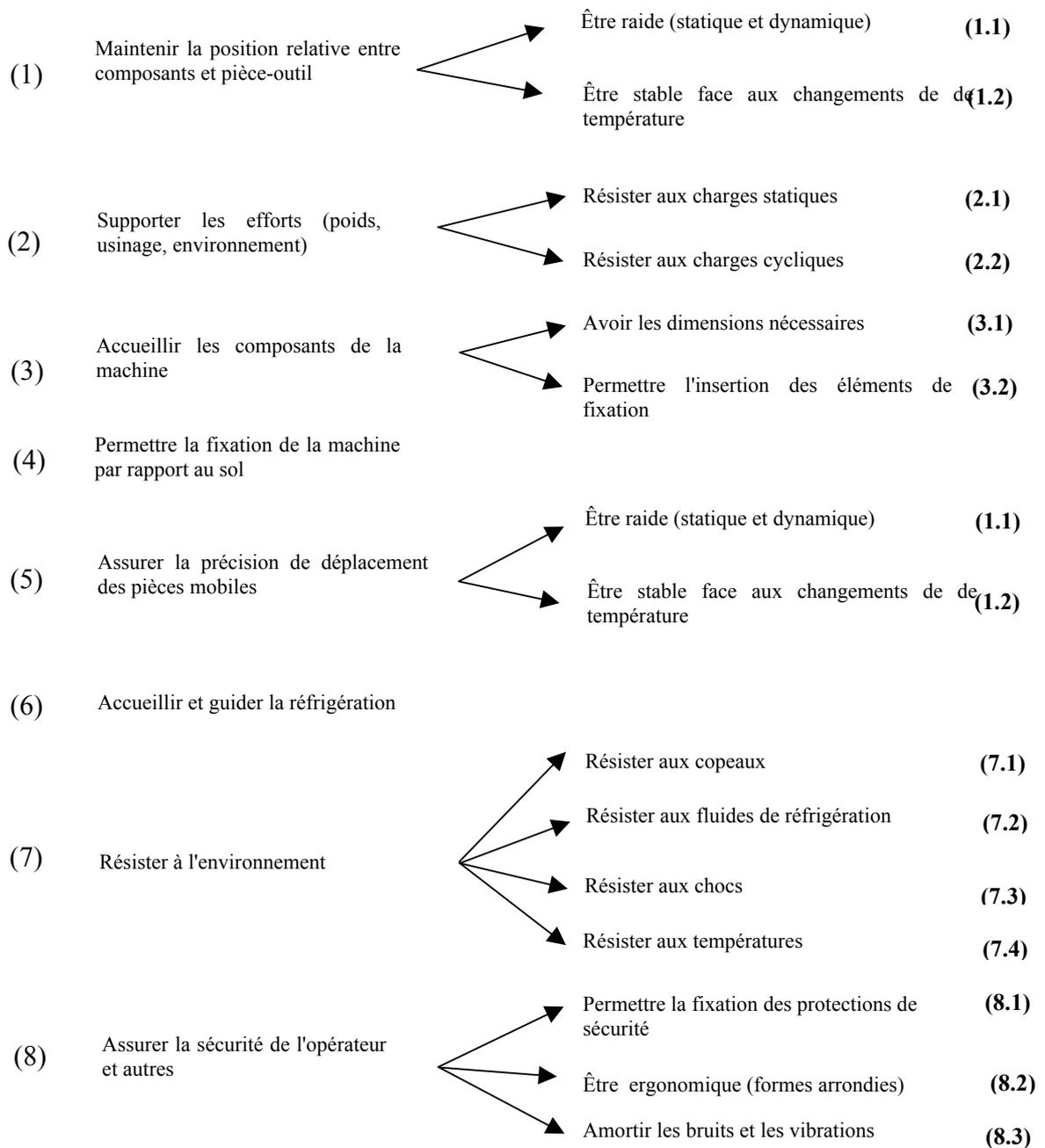


Figure 1.5. Cahier de charges fonctionnelles du bâti.

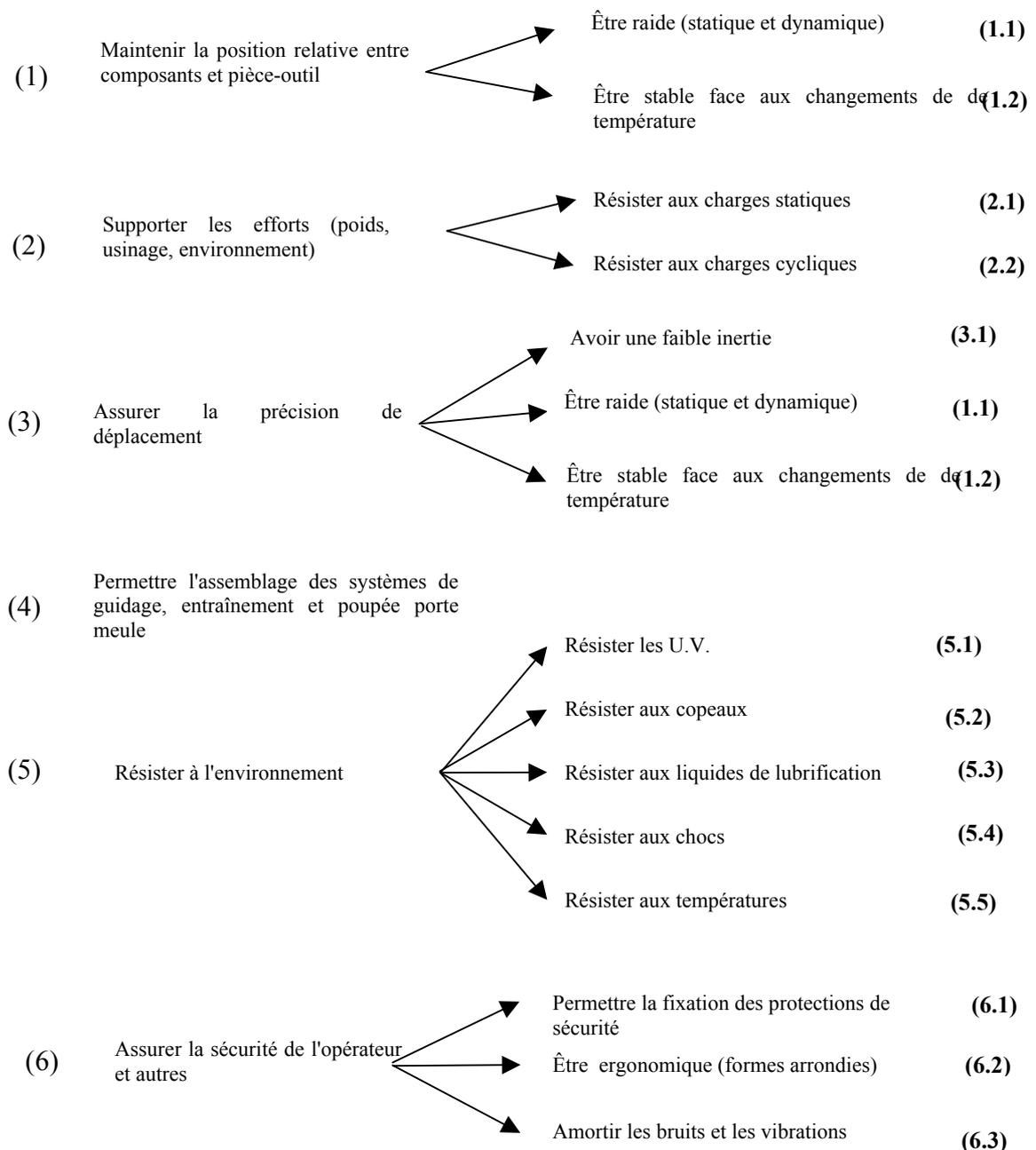


Figure 1.6. Cahier de charges fonctionnelles des chariots.

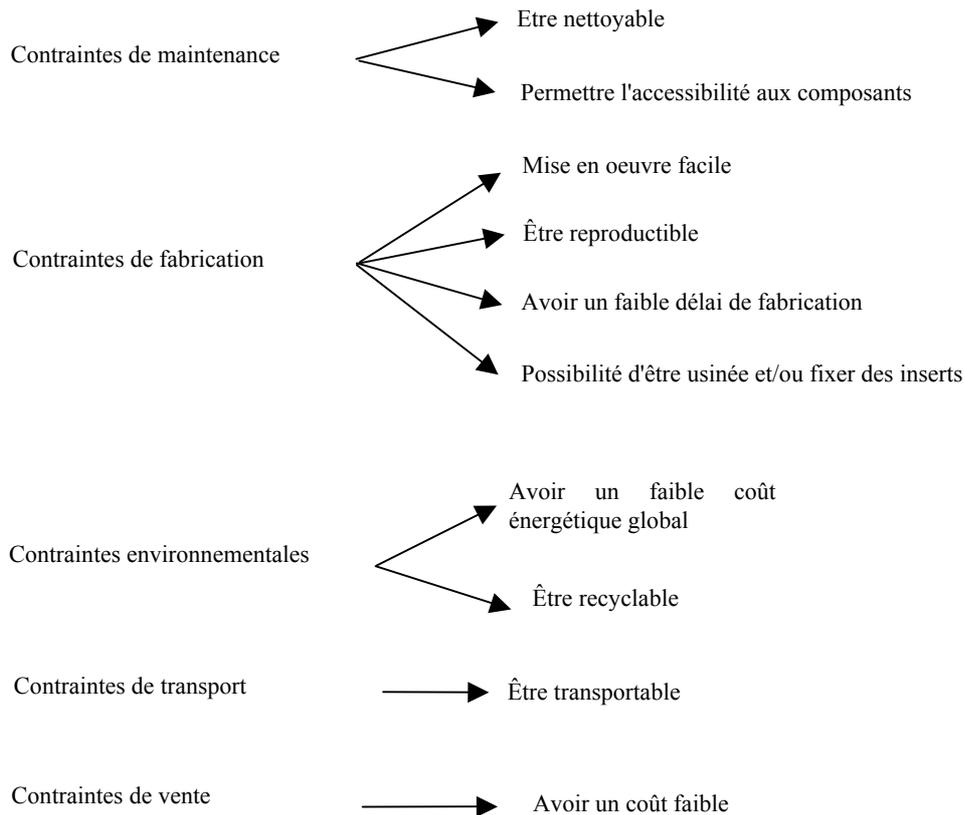


Figure 1.7. Contraintes du bâti et des chariots.

1.2.- De la reconception des principaux organes à leur cahier de charges matériau

Il est évident que la sélection de la cinématique de la machine est une étape essentielle dans sa conception. La cinématique la plus répandue est celle d'axes croisés. Ce type de cinématique a l'avantage de la simplicité du contrôle et de la commande, ainsi qu'une mise au point simple. Cependant, elle a l'inconvénient d'avoir une très grande inertie donc, la dynamique de ses mouvements est limitée. Pour résoudre ce problème, dans les dernières années des solutions reposant sur une cinématique parallèle ou hybride ont été développées. Dans ce cas, les axes sont remplacés par des bras télescopiques et l'outil se trouve dans la pointe. Ce type de cinématique a l'avantage de posséder de faibles inerties. Cependant, elle présente le désavantage d'une faible raideur et des difficultés de contrôle des erreurs de positionnement et des erreurs provoqués par des déformations thermiques. C'est la raison pour laquelle la solution la plus répandue

dans le domaine de la rectification reste les axes croisés. Dans le cadre de cette étude on retiendra cette cinématique traditionnelle.

1.2.1.- Possibles innovations au niveau de la conception des divers organes de la rectifieuse

Les difficultés de réponse aux nouvelles exigences en jouant sur la seule géométrie conduit à focaliser la reconception sur l'obtention de nouvelles possibilités au niveau des matériaux.

La morphologie de la machine-outil joue un rôle décisif sur son comportement statique et dynamique [Mboup, 1993]. Le nombre d'axes, leur répartition et leur orientation définissent l'architecture d'une machine. En habillant cette architecture avec les glissières, les contre glissières et les caissons, on obtient la morphologie d'une machine. Le choix de la bonne morphologie dépend d'une multitude de facteurs:

- la morphologie des pièces et des usinages à réaliser. Les dimensions des pièces et les usinages supportés déterminent les dimensions de la machine;
- le chargement et le déchargement des pièces et des outils;
- la récupération des copeaux et des fluides de coupe;
- le travail de l'opérateur;
- la maintenance;
- l'usinage, l'assemblage et le réglage de la machine.

Les dimensions de la machine sont donc données par la morphologie et les dimensions de la pièce à usiner et de la meule. Pour avoir une amélioration de la machine il faut donc travailler sur:

- l'optimisation structurale de la machine;
- les chaînes de commande des mouvements d'avance;
- les liaisons;

L'utilisation des logiciels de calcul par la méthode des éléments finis permet l'optimisation des structures. De nombreuses études ont été réalisées avec l'objectif de définir une démarche permettant la conception de structures raides [Mboup, 1993] réalisées en fonte ou en mécano soudé. Cependant, l'amélioration du comportement statique et dynamique a été faite au détriment de l'amortissement qui est aussi une caractéristique primordiale des structures des machines-outils. En effet, les nouvelles méthodes de construction ont permis de concevoir des bâtis de haute raideur statique.

Ces bâtis se caractérisent par le fait qu'ils ne présentent que des déformations globales; les déformations locales sont négligeables et les liaisons boulonnées sont conçues de manière à diminuer les concentrations de contraintes. L'amortissement des structures de haute raideur est, par conséquent, nettement inférieur à celui des structures de conception courante. Ce facteur est très important car il est, avec la raideur relative outil/surface usinée et la dissipation d'énergie de la machine complète, l'un des paramètres essentiels qui régissent la stabilité de coupe.

En prenant en compte les contraintes imposées par la cinématique et les dimensions des différentes pièces qui conforment la machine, le nombre de degrés de liberté dont le concepteur dispose est très faible, compte tenu de la contrainte de la géométrie. Il ne peut donc qu'explorer d'autres solutions.

Miauton [Miauton, 1991] a montré que pour certains types de machine ce sont les liaisons entre les différents éléments qui conditionnent l'amortissement global de la machine. Les liaisons sont un des facteurs les plus importants qui contribuent à la déformation des machines-outils et à l'amortissement global de la machine. De nombreuses études ont tenté de déterminer l'influence des différents paramètres des liaisons sur la dissipation d'énergie aux interfaces:

- influence des boulons (nombre, forces de serrage, etc.) [Lee J.M., 1988];
- influence de la rugosité des surfaces en contact sur l'amortissement [Beards,1975] [Murty, 1982];
- étude de l'influence des liaisons sur la raideur totale de la machine ainsi que sur son amortissement [Zatarain, 1989], [Ito, 1981].

Cependant, ces solutions sont dangereuses car elles diminuent la raideur statique et affectent la prédictibilité et la répétitivité de comportement.

Chowdhury [Chowdhury, 1974] a montré que l'utilisation des adhésifs époxy pour le collage des composants améliore l'amortissement de la structure par rapport aux structures soudées ou en fonte.

Dans le domaine des guidages, l'utilisation des patins à galets est très étendue à cause surtout de sa réponse dynamique. Or, ce type de guidage réduit beaucoup la raideur globale de la machine. Rahman [Rahman, 2001] a montré que l'utilisation des bétons hydrauliques imprégnés de polymères améliore l'amortissement et la raideur des systèmes de guidage des machines-outils.

L'apparition des moteurs linéaires a permis d'obtenir des augmentations de vitesses et accélérations ainsi que d'améliorer la qualité des surfaces et des tolérances de positionnement [Kobayashi, 1998].

L'utilisation de systèmes actifs de réduction des vibrations dans le domaine des machines-outils a été testée [Miauton, 1991], [Van den Braembussche P., 1998]. Cependant, après chaque synthèse de contrôle, le concepteur doit tester sa fiabilité, ce qui induit un processus très long.

Toutes les machines sont plus au moins exposées aux déformations thermiques provoquées par les variations de température ambiante et les élévations de température provoquées par l'usinage. Devant ces effets, les machines-outils ont une réponse qu'on ne peut pas prédire car les interactions entre les éléments et les conditions d'assemblage manuel de ces éléments conduisent à des comportements non uniformes même entre machines apparemment identiques.

Il faut donc penser à réduire ces déformations dès les phases de conception et de production:

- dans la phase de conception, il s'agit de réduire les sources de chaleur et de prévoir son évacuation de manière efficace. L'utilisation de lubrifiants, la sélection adéquate des composants, la disposition des surfaces qui doivent transmettre la chaleur et la réalisation de structures symétriques réduisent les déformations thermiques;
- dans la phase de production, plusieurs chercheurs ont montré que les méthodes de compensation en temps réel peuvent être utilisées de façon satisfaisante pour réduire les déformations d'origine thermique [Ni, 1998]. Cependant, l'application de cette méthode de compensation d'erreurs a une série de limitations dues surtout à: (1) la grande consommation de temps nécessaire pour l'optimisation de chaque machine (2) le manque de fiabilité dans certaines conditions de travail.

Le chercheur doit donc explorer les possibilités d'utilisation de nouveaux matériaux et des architectures adaptées à ces nouveaux matériaux pour dépasser les limites actuelles que présentent les structures en fonte ou en acier soudé.

1.2.2.- Cahier des charges matériau des organes les plus intéressants de la rectifieuse

En analysant le cahier des charges fonctionnelles, il est possible d'obtenir le cahier des charges matériau puisque chaque fonction ou contrainte de la structure doit pouvoir être traduite en une exigence au niveau du matériau. L'étude, consistant à intégrer les fonctions de la pièce dans le matériau, le cahier des charges du matériau, est obligatoirement déduit du cahier de charges fonctionnel de la machine.

Le matériau actuellement le plus utilisé dans la construction de structures de machine-outil est la fonte grise (tableau 1.4). C'est celui que nous prendrons comme matériau de référence.

Masse volumique (ρ)(kg/m ³)*	7200
Module de Young (E)(GPa)*	150
Conductivité thermique (λ) (W/m·K)*	53,5
Coefficient de dilatation thermique (α)(10 ⁻⁶ K ⁻¹)*	12
Chaleur massique (c)(J/kg·K)*	460
Facteur de pertes (η) **	0,013
Coût (Euro/kg)**	0,6
K _{Ic} (MPa·m ^{1/2})**	20

* [Tanabe, 1994], **[Cebon, 2001]

Tableau 1.4. Principales caractéristiques de la fonte grise.

Bâti de machine

Le bâti de la machine doit être exécuté sous la forme d'une construction présentant une grande stabilité dimensionnelle et peu de vibrations.

1) Raideur statique

La raideur d'une structure dépend du module d'élasticité du matériau et de sa géométrie. Dans le cas du bâti, le prix et la raideur sont prioritaires (ce qui n'est pas le cas de la masse). En utilisant les indices de performance (voir paragraphe 1.3.1), en considérant la structure comme une plaque, pour minimiser le prix pour une raideur donnée et avec l'épaisseur libre on doit chercher les matériaux avec le plus grand ratio $E^{1/3}/(c_m \cdot \rho)$ [Ashby, 2001]. E étant le module d'élasticité, c_m le coût du matériau par kg et ρ la masse volumique.

Pour la fonte, on a:

$$\frac{E^{\frac{1}{3}}}{\rho \cdot c_m} = 1,21$$

avec E (GPa), ρ (Mg/m³) et c_m (Euro/kg)

2) Raideur dynamique

La raideur dynamique est définie entre autres, par les fréquences propres de la machine, qui doivent être les plus grand possibles et par l'amplitude de la réponse, qui doit être la plus faible possible.

Les modifications de masse et de raideur de la structure modifient les fréquences propres, or, une petite variation de ces fréquences propres n'est pas critique pour le problème de chatter. D'autre part, les fréquences propres de la machine ne sont pas très influencées par la variation de la fréquence propre d'une pièce structurale, car ce sont les liaisons entre les éléments, les raideurs des systèmes de guidage, etc., qui ont une grande influence. L'amortissement [Muguerza, 1990] a une importance décisive.

Si l'on considère le cas d'une plaque, la première fréquence propre est proportionnelle à [Ashby, 2001]:

$$\frac{E^{\frac{1}{3}}}{\rho} = 0,73 \quad (\text{Fonte Grise})$$

L'amplitude des vibrations, pour la plaque traitée serait proportionnelle à [Ashby, 2001]:

$$\eta \cdot \frac{E^{\frac{1}{3}}}{\rho} = 0,0095 \quad (\text{Fonte Grise})$$

avec η = facteur de pertes.

Le facteur de pertes dépend non seulement du matériau mais aussi de la géométrie, du niveau et du type de sollicitation. Le logiciel CES [Cebon, 2001] donne pour la fonte grise une valeur comprise entre $5 \cdot 10^{-3}$ et $13 \cdot 10^{-3}$. Nous prendrons comme valeur à améliorer $\eta=13 \cdot 10^{-3}$.

3) Stabilité thermique

Dans les machines-outils, les sources locales de chaleur provoquent des déformations de la machine. L'utilisation de matériaux avec une conductivité thermique

faible, permettra de localiser l'effet de ces sources de chaleur seulement dans les zones proches de celles-ci, sans se propager au reste de la machine. Les structures des machines ont un grand volume, ce qui fait qu'un gradient de température très local ne provoque pas de déformations d'ensemble. Cette propriété, qui pourrait être mauvaise du point de vue de la génération de contraintes thermiques, ne l'est pas, puis que le niveau des contraintes reste toujours très faible. Pour la fonte on a:

$$\lambda = 53,5 \text{ W/m}\cdot\text{K}$$

La chaleur massique (c) est une autre caractéristique importante. En effet, une valeur élevée de c permet d'absorber sans déformation une plus grande quantité de chaleur. Cette caractéristique est très importante devant les sources de chaleur externes (par exemple les rayons de soleil). Dans ce cas, pour une même quantité de chaleur reçue, les pièces avec une plus grande chaleur massique vont moins se déformer. Pour un volume de matériau donné on aurait:

$$\text{chaleur volumique} = \rho \cdot c$$

et pour la fonte:

$$\rho \cdot c = 3,36 \text{ J/m}^3 \cdot \text{K}$$

Finalement, pour une distribution de température donnée dans la machine, nous souhaitons une déformation la plus faible possible. Cependant, pour éviter les concentrations des contraintes et donc des déformations dans la machine aux interfaces avec les éléments métalliques, on a intérêt de choisir pour le coefficient de dilatation thermique une valeur voisine de celle des aciers ($12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$).

4) Résistance statique et à la fatigue

Les structures des machines-outils sont conçues pour obtenir une grande raideur. Ainsi les niveaux de contraintes rencontrées dans ce type de structures sont toujours très faibles (<1 MPa).

Par rapport à la résistance à fatigue, les structures de machines-outils sont souvent soumises à des sollicitations statiques beaucoup plus importantes que les sollicitations dynamiques.

5) Résistance à l'environnement

Du fait des conditions de travail, les composants structuraux des machines outils sont soumis à l'érosion des copeaux, le contact avec les fluides de réfrigération et des températures de travail donc ils doivent présenter une résistance suffisante par rapport à l'environnement (Tableau, 1.5).

	Niveau
Érosion des copeaux	100 HV (fonte grise)
Résister aux fluides de réfrigération	Huiles minérales ou synthétiques
Températures de travail (°C)	10-50
Résister aux chocs	$K_{Ic} = 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$

Tableau 1.5. Cahier des charges matériau par rapport à la résistance à l'environnement.

6) Propriétés de fabrication

Pour arriver aux tolérances requises par les machines-outils et pour permettre l'assemblage de composants, le matériau doit pouvoir être usiné ou aux moins doit pouvoir être moulé avec précision.

L'autre facteur important à prendre en compte est le délai de fabrication, qui doit être le plus faible possible.

7) Contraintes environnementales

D'autre part, le matériau doit être recyclable ou re-utilisable. Le coût énergétique de fabrication et de recyclage doit être le plus faible possible.

Chariots

Dans le cas des chariots on doit ajouter au cahier de charges matériau décrit pour le bâti, la fonction d'avoir une faible inertie. En effet, les chariots sont des structures mobiles et on doit réduire leur masse au maximum. Si l'on modélise le chariot comme une plaque, la masse minimale pour une raideur fixée, la variable libre étant l'épaisseur sera proportionnelle à [Cebon, 2001]:

$$\frac{E^{\frac{1}{3}}}{\rho}$$

Dans le cas de la fonte, cet indice de performance a la valeur:

$$\frac{E^{\frac{1}{3}}}{\rho} = 0,73$$

1.3.- Justification de la recherche d'un multimatériaux

À partir du cahier des charges matériau de chaque composant, il est nécessaire de faire une sélection de matériaux. L'utilisation des indices de performance s'avère être une méthode très intéressante pour réaliser la recherche matériaux de façon méthodologique. Or, dans le cas d'une sélection multi-objectif il se peut que les objectifs soient incompatibles. Dans ce cas, il faudra soit développer un nouveau matériau, soit trouver un compromis entre les objectifs.

Dans notre cas, une solution matériau idéale sera cherchée où toutes les objectifs devraient être satisfaits. Cette solution idéale ne veut pas dire qu'une solution de compromis ne soit plus intéressante.

1.3.1.- Méthode de sélection des matériaux

Avant de se lancer dans la recherche des matériaux, il faut se fixer des critères de sélection.

On appelle performance la caractéristique du matériau dont le niveau définit le degré de satisfaction qu'elle apporte par rapport au cahier des charges. Un indice de performance est une combinaison de propriétés qui caractérise la performance d'un matériau pour une application donnée [Ashby, 1989]. La conception d'une pièce passe par la connaissance des requêtes fonctionnelles (F), de sa géométrie (G) et des propriétés du matériau constituant la pièce (M). La performance du matériau pour une application donnée peut être décrite par une équation du type:

$$P = f(F, G, M)$$

Dans la plupart des cas, il est possible d'isoler du reste de l'expression les termes relatifs aux propriétés du matériau:

$$P = f_1(F, G)f_2(M)$$

Dans ce cas, il n'y a pas de couplage entre M et F, G. Le choix du matériau devient donc indépendant de la géométrie et des requêtes fonctionnelles. La maximisation de la performance P est ramenée à la maximisation de la fonction $f_2(M)$

(indice de performance) pour tout $f_1(F, G)$. Cet indice de performance est caractéristique des fonctions, des objectifs, des contraintes et des variables libres.

Cette méthode fournit une approche très simple pour la sélection de matériaux. Cependant, dans de nombreux cas, G et M sont couplées (c'est le cas de l'amortissement par exemple).

D'autre part, les problèmes réels étant souvent complexes, il faut faire une sélection multicritères. Quand on est en présence d'au moins deux objectifs, il est rare que la même solution de conception permette de les optimiser simultanément.

En effet, il y a des corrélations entre les propriétés des matériaux qui ont un fondement dans la nature physique des phénomènes. À partir du traitement statistique des bases de données matériaux [Lebart, 2000], [Friche, 2002] (voir Annexe 1), il est possible de déterminer s'il y a une corrélation entre les indices des performances à améliorer.

S'il n'existe pas la possibilité de trouver une solution matériau répondant au cahier des charges, il faudrait soit trouver un compromis entre les objectifs fixés, soit développer un nouveau matériau.

Pour traiter le cas d'une sélection multi-objectifs [Ashby, 2000] différentes méthodes sont utilisables:

- construire une fonction "performance globale". L'idée est de construire une combinaison linéaire des performances:

$$J = \sum_i \alpha_i \frac{I_i}{I_i^*}$$

où les α_i sont les coefficients de pondération qui traduisent l'importance relative des différents critères, I_i sont les indices de performance et I_i^* sont les valeurs correspondantes au matériau de référence. Cette méthode est la plus répandue, même s'il s'agit d'une méthode subjective. Dans ce cas, il faudra optimiser la fonction J [Bader, 1997].

- Conserver un seul objectif et transformer les autres en contraintes de conception.
- Tracer des surfaces de compromis ou front de Pareto [Ashby, 2001]. En effet sur un diagramme $P_1=1/I_1 - P_2=1/I_2$ (figure 1.8) il est constaté que pour une valeur P_1 il y a une valeur de P_2 qu'on ne peut pas dépasser. Le lieu des solutions matériau pour chaque valeur de P_2 s'appelle le front de Pareto et identifie en

principe les solutions qui présentent le meilleur compromis fixé entre les deux performances recherchées.

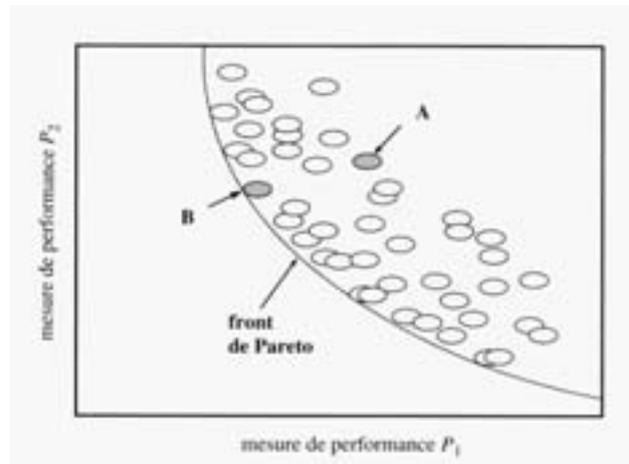


Figure 1.8. Front de Pareto performances P_1 - P_2

Cependant, cela ne veut pas dire qu'il soit impossible de trouver un compromis entre les objectifs qui soit plus attrayant pour le concepteur. En effet, un concepteur peut accepter une réduction d'une performance si l'autre augmente de façon considérable (figure 1.8). Dans ce cas, il faut définir la fonction valeur et les coefficients d'échange [Ashby, 2001].

1.3.2.- Application de la méthode aux principaux organes de la rectifieuse

Dans les tableaux 1.6 et 1.7 sont résumés les propriétés et les principaux indices de performance relatifs aux principaux organes de la rectifieuse ainsi que les valeurs de référence à améliorer (ceux de la fonte grise).

E (GPa)	ρ Mg/m ³	λ (W/m·K)	α (K ⁻¹)x10 ⁻⁶	C (J/kg·K)	η	c_m (Euro/kg)	K_{Ic} (MPa·m ^{1/2})
150	7,3	53,5	12	460	0,013	0,6	20

Tableau 1.6. Propriétés de la fonte grise.

$I_1=E^{1/3}/\rho$	$I_2=E^{1/3}/(\rho \cdot c_m)$	$I_3=\eta \cdot E^{1/3}/\rho$	$I_4=c \cdot \rho$	$I_5=1/\alpha$ (x10 ⁻⁶)	$I_6=1/\lambda$	K_{Ic} (MPa·m ^{1/2})
0,728	1,213	0,0095	3,358	8,33x10 ⁻²	0,0187	20

Tableau 1.7 Indices de performance de référence (fonte grise).

En appliquant l'analyse statistique décrite dans l'annexe 1 sur la base de données matériaux du logiciel CES [Cebon, 2001], il est possible de trouver les coefficients de corrélation (tableau 1.8).

	I ₁	I ₂	I ₃	I ₄	I ₅	I ₆	K1c
I ₁	1	0,1561	0,41	-0,5922	0,0516	0,3028	-0,4884
I ₂	0,1561	1	0,1386	-0,0449	-0,152	0,1159	-0,1238
I ₃	0,41	0,1386	1	-0,7215	-0,6773	0,7364	-0,8091
I ₄	-0,5922	-0,0449	-0,7215	1	0,3941	-0,6945	0,8575
I ₅	0,0516	-0,152	-0,6773	0,3941	1	-0,5418	0,5453
I ₆	0,3028	0,1159	0,7364	-0,6945	-0,5418	1	-0,8082
K1c	-0,4884	-0,1238	-0,8091	0,8575	0,5453	-0,8082	1

Tableau 1.8. Coefficients de corrélation entre indices de performance.

Il est remarquable que des indices soient corrélés en opposition, notamment en ce qui concerne la corrélation entre I₃, I₄, I₅ et K_{1c}. La corrélation entre I₃ et I₄ est particulièrement intéressante puisqu'elle implique des améliorations vibratoires et thermiques. En effectuant une analyse en composantes principales sur les variables I₃ et I₄ on trouve un axe factoriel (F₁). Cet axe factoriel nous permettra de représenter les variables I₃ et I₄. L'axe factoriel calculé a une inertie de 86%. L'avantage d'utiliser l'axe factoriel est qu'il peut représenter à la fois plusieurs indices de performance. Dans la figure 1.9 on peut voir les variables centrées réduites de I₃ et I₄, en fonction de F₁.

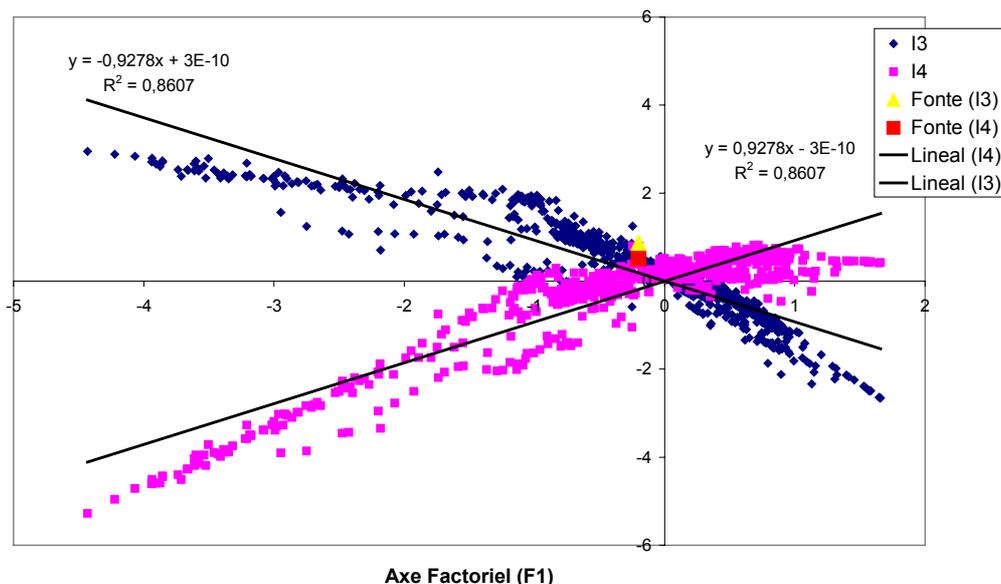


Figure 1.9. Représentation des indices I₃ et I₄ en fonction de l'axe factoriel.

Pour améliorer l'indice I_4 on doit prendre des valeurs de l'axe fonctionnel F_1 supérieures à celui de la fonte. Cependant, pour améliorer l'indice I_3 , il nous faut des valeurs de F_1 inférieures à celui de la fonte. Donc la probabilité de trouver des solutions serait très petite.

Cette incompatibilité peut être constatée dans la figure 1.10. On voit que si l'on veut améliorer à la fois I_3 et I_4 on ne trouvera qu'une solution: le béton hydraulique léger. Or, ce matériel ne peut être employé dans une machine-outil car il a des caractéristiques mécaniques trop faibles. À noter surtout la faible dureté (5,6 HV) et le module d'élasticité (1-20 GPa). Ainsi, pour avoir des améliorations vibratoires et thermiques il est nécessaire de développer un multimatériaux, puisque aucun matériau monolithique apporte une réponse aux améliorations demandées.

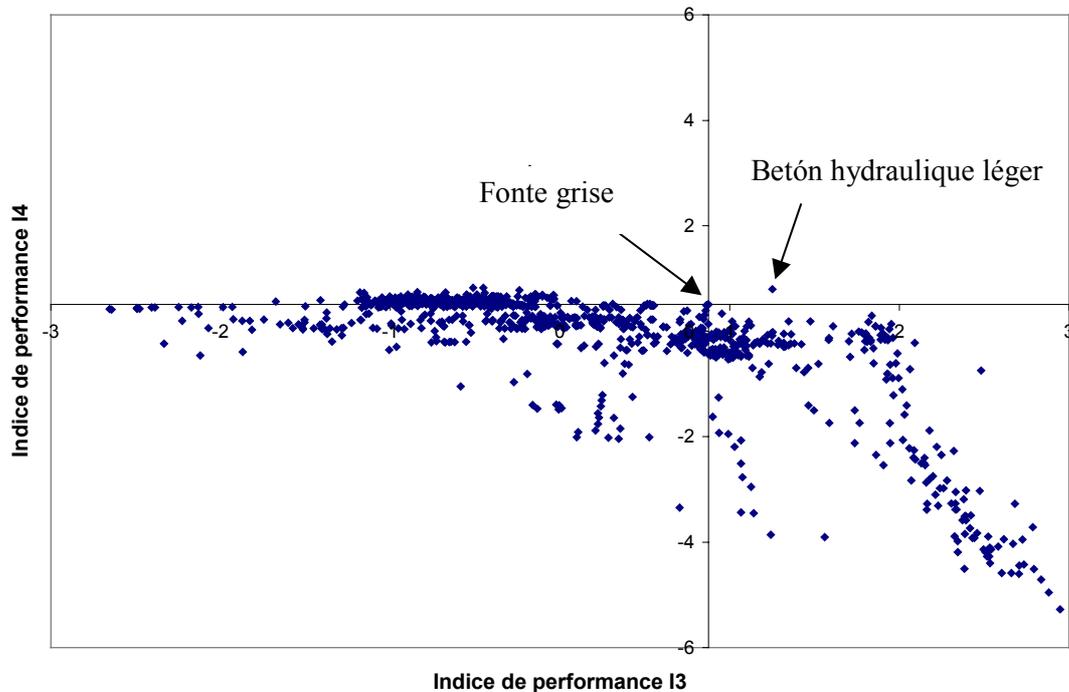


Figure 1.10. Diagramme de Pareto I_3 - I_4 .

1.4.- Conclusions

Le secteur machine-outil demande de plus en plus des réductions des coûts de fabrication et l'augmentation de la précision. Pour résoudre ce problème, plusieurs directions de travail ont été suivies:

- optimisation structurale de la machine;

- amélioration des systèmes d'entraînement;
- étude des liaisons;
- réduction active des vibrations;
- compensation des erreurs dues à la température.

L'optimisation des structures conduit les matériaux actuellement utilisés à leurs limites. La solution passe donc par la définition de nouvelles chaînes cinématiques, l'utilisation de systèmes experts agissant sur la machine ou la recherche de nouveaux matériaux permettant de franchir les limites des matériaux actuellement utilisés. Dans notre cas, nous avons opté pour la recherche de nouveaux matériaux et des structures correspondantes. Cette solution n'empêche pas l'utilisation de systèmes experts dans des cas particuliers.

À partir du cahier des charges fonctionnelles des principaux organes de la machine, un cahier des charges préliminaires matériau a été élaboré. Des incompatibilités entre les propriétés ou indices de performance des matériaux monolithiques existants sur le marché ont été constatées. Particulièrement, l'incompatibilité entre l'amélioration du comportement thermique et vibratoire est mise en évidence. Ces propriétés étant très influentes sur le comportement de la machine, l'étude sera guidée vers la recherche d'un multimatériaux.

Le développement d'un multimatériaux exige un cahier des charges matériau beaucoup mieux défini. Il devient donc nécessaire de sélectionner un seul organe de la machine.

Le bâti se distingue par son importance dans le comportement de la machine. En effet, ses comportements thermiques et dynamiques ont une importance décisive sur la précision. De plus, les incompatibilités mises en évidence s'avèrent particulièrement critiques dans ce cas.

La définition du cahier des charges matériau du bâti fera donc l'objet du chapitre suivant.

Références bibliographiques

Ashby M.F., Bréchet Y., Salvo L., Sélection des matériaux et des procédés, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, (2001)

Ashby M.F., Materials selection in conceptual design, *Materials Science and Technology*, Vol.5, pp517-525, (1989)

Ashby M.F., Multi-objective optimisation in material design and selection, *Acta Metallica Materiala*, Vol. 48, No. 5, pp.359-369, (2000)

Bader M.G., Materials and process selection for cost-performance effective laminates, *Proceedings of ICCM-11*, Vol. I, pp. 621-629, (1997).

Beards C.F., Some effects of the interface preparation on frictional damping in joints, *Int.J.Mach. Tool Des. Res.* Vol. 15, (1975)

Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L., Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd, (2001)

Chowdhury M.I., Sadek M.M., Tobias S.A., The dynamic characteristics of epoxy resin bonded machine tool structures, *Proceedings of the 15th International M.T.D.R conference*, (1974)

Friche F., Identification des incompatibilités de propriétés au sein des matériaux monolithiques, Mémoire de DEA, LGM2B, Université Bordeaux I, (2002).

Inasaki I., Karpuschewski B., Lee H.S., Grinding Chatter - Origin and Suppression, *Annals of the CIRP* Vol.50, (2001)

Ito Y., Tsutsumi M., Determination of mathematical models in structural analysis of machine tools - Determination of mathematical models for normal static stiffness of joints, *Bulletin of the JSME*, Vol. 24 No. 198, (December 1981)

Kobayashi T., Inasaki I., Aoyama H., Development of surface grinding machine with linear motor driven table system, *Proceedings of the International Seminar on Improving Machine Tool Performance*, Vol. I pp.77-83, (1998).

Lebart L., Morineau A., Piron M., Statistique exploratoire multidimensionnelle, Dunod, Paris, (2000).

Lee J.M., A study on the Dynamic Modelling of structures with bolted and bearings joints, *Annals of the CIRP* Vol.37, pp.343-346, (1988)

Mboup P., Influence de la morphologie sur les caractéristiques de rigidité des machines outils, Thèse de doctorat, École Polytechnique fédérale de Lausanne, (1993)

Miauton J., Amortissement des structures a haute rigidité, Thèse de doctorat, École Polytechnique fédérale de Lausanne, (1991)

Muguerza I., Bueno R., Utilización de estructuras de hormigón polimérico para la supresión del Chatter en Máquinas-Herramientas, IMHE, Décembre, (1990)

Murty A.S.R., Padmanbhan K.K., Effect of surface topography on damping in machine joints, *Precision Engineering* Vol.4, (1982)

Ni J., Yuan J., Recent advancement of real-time error compensations systems for machine tool accuracy enhancement, *Proceedings of the international Seminar on Improving machine tool performance*, Vol. 1 pp. 327-338, San Sebastian, (1998)

Rahman M., Mansur M.A., Lee L.K., Lum J.K., Development of a polymer impregnated concrete damping carriage for linear guideways for machine tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41, (2001)

Tanabe I., Takada K., Thermal deformation of machine tool structures using resin concrete, *JSME International Journal* Vol. 37, (1994)

Tanaguchi, Novio., Current Status In, and Future Trends of Ultra Precision Machining and Ultrafine Material Processing, *Annals of the CIRP*, 32, (1983)

Tlustý J., Handbook of High Speed Technology, R.R. King, Chapman and May, (1985)

Van den Braembussche P., Robust motion control of high-performance machine tools with linear motors, PhD thesis, Mechanical Engineering Department, Katholieke Universiteit Leuven, Belgium, (1998)

Weck M., Hanrath G., German Machine Tool Developments; Machine Tool Technology Forum of the Association for Manufacturing Technology, Chicago, (1994)

Zatarain M., Behaviour of covering materials for guideways, Annals of the CIRP Vol.38, (1989)

CHAPITRE 2 : DEFINITION DU CAHIER DES CHARGES MULTIMATERIAUX

Le bâti de rectifieuse qui a été choisi comme cas d'étude pour faire émerger une démarche de conception d'un multimatériaux est particulièrement intéressant en raison de la diversité des améliorations qu'on peut en attendre et qu'il convient de préciser au niveau thermomécanique, dynamique, économique et écologique, avant d'établir le cahier des charges définitif du multimatériaux.

Il est par conséquent essentiel que la mise en forme du cahier des charges du multimatériaux dérive d'une démarche méthodique à partir d'une analyse exhaustive des fonctions à remplir et qui parfois peuvent conduire à des requis antagonistes.

Cette analyse des fonctions s'appuie en particulier sur l'étude du comportement du bâti dans le cadre de ses conditions d'utilisation, c'est-à-dire dans son environnement thermique et sous les effets des efforts et déplacements d'usinage.

Le comportement thermomécanique et dynamique du bâti étant très complexe, il n'est pas possible de trouver un modèle simple et fidèle pour mettre en évidence les effets de divers paramètres dont en particulier les propriétés des matériaux du bâti. Pour surmonter cette difficulté, une simulation numérique du comportement du bâti, à l'aide de la méthode des éléments finis a été utilisée afin d'obtenir les indices de performance recherchés.

La méthode des éléments finis, a été appliquée et validée dans le domaine de la machine outil [Moriwaki, 1990], [Moriwaki, 1993]. Or, le nombre de variables est tellement important que le nombre de calculs à faire pour trouver une fonction de la performance P est très important. De plus, le traitement des résultats serait sans doute difficile.

L'utilisation des plans d'expériences (DOE, Design Of Experiments)(annexe 2) peut aider à cerner ces difficultés. Les plans d'expériences sont des techniques de planification des essais visant à réduire au maximum le nombre d'essais expérimentaux nécessaires pour trouver la relation entre la réponse de la structure et ses sollicitations, définir les paramètres les plus influents et leur affecter des valeurs optimales [Taguchi ,1988], [Phadke, 1989].

L'utilisation des plans d'expériences exige la définition pour chaque paramètre entrant dans le modèle, de gammes de valeurs réalistes appelées niveaux. Il est évident

que les valeurs limites susceptibles d'être données à chaque paramètre peuvent être extraites de l'ensemble des matériaux existants mais la variation des valeurs étant trop importante, la validité de la fonction obtenue serait très limitée. On a donc intérêt à limiter les valeurs des paramètres entrant dans le plan d'expériences. Il convient donc de faire une sélection préliminaire des matériaux qui remplissent les contraintes principales du bâti.

2.1.- Détermination des valeurs limites des propriétés requises

Dans l'étude d'une rectifieuse, ses dimensions extérieures sont dépendantes de la taille des pièces à usiner. Ainsi, les courses des chariots X et Z et le diamètre de la meule sont dépendants des dimensions des pièces à rectifier. D'autre part, les concepteurs limitent au maximum les dimensions extérieures car l'espace industriel est un bien très cher. On peut donc dire que les dimensions extérieures des rectifieuses sont fixées par les concepteurs et qu'elles sont indépendantes du choix des matériaux. Changer le matériau de réalisation du bâti exige le respect de ces dimensions et il n'est guère possible de changer que son épaisseur.

Sélectionner un matériau plus adapté, requiert la connaissance des indices de performance impliqués dans la performance à améliorer (voir paragraphe 1.3.1). Or dans notre cas, il y a un couplage entre la géométrie et les propriétés matériaux de façon qu'il n'est pas possible d'écrire:

$$P = f_1(F, G)f_2(M)$$

où :

P= performance à améliorer

f₁= fonction des requêtes fonctionnelles (F) et géométriques (G)

f₂= fonction des propriétés du matériau constituant la pièce (M)

On est donc obligé de trouver une fonction permettant l'évaluation de la performance, même sous une forme simplifiée. L'objectif étant de connaître la tendance d'évolution de la performance en fonction des paramètres du matériau et de la géométrie.

Dans le problème posé on a deux contraintes : raideur et coût, et une variable libre: l'épaisseur des parois.

2.1.1.-Modélisation du comportement du bâti

Le bâti de ce type de machine est dissymétrique et de forme plus ou moins constante tout au long de la machine (figure 2.1).

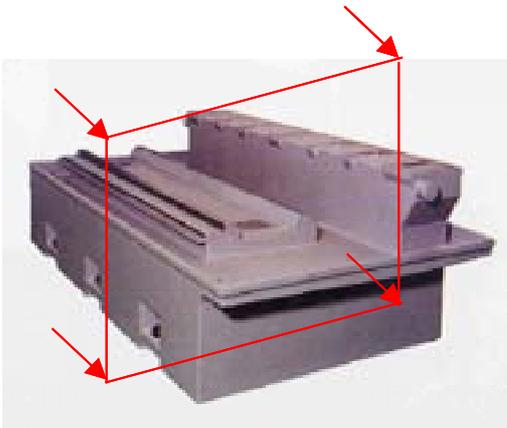


Figure 2.1- Bâti de rectifieuse type.

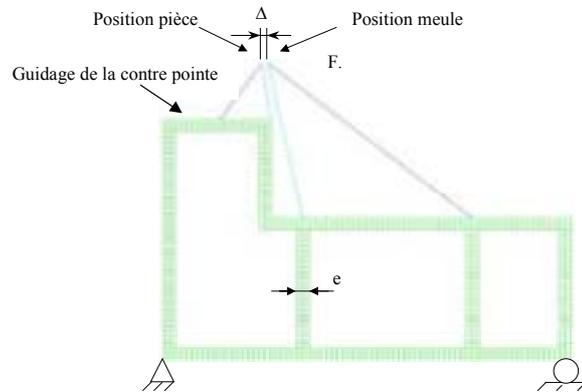


Figure 2.2- Représentation schématique d'une section de bâti de machine.

Il a été décidé de faire un modèle 2D en prenant en compte la section transverse d'une rectifieuse cylindrique type, produite chez DANOBAT (figure 2.2).

Pour mettre en évidence l'influence de la déformation du bâti dans les erreurs dimensionnelles d'usinage on a pris en compte la position de la pièce à usiner ainsi que la position du point de contact de la meule (figure 2.2).

Dûe à la déformation du bâti, la position relative meule-pièce varie et conduit donc à un défaut d'usinage. Si l'on regarde l'influence sur le défaut d'usinage des déplacements relatifs en X et en Y (figures 2.3 et 2.4) on peut constater que c'est la valeur du déplacement relatif X qui engendre l'erreur d'usinage la plus importante.

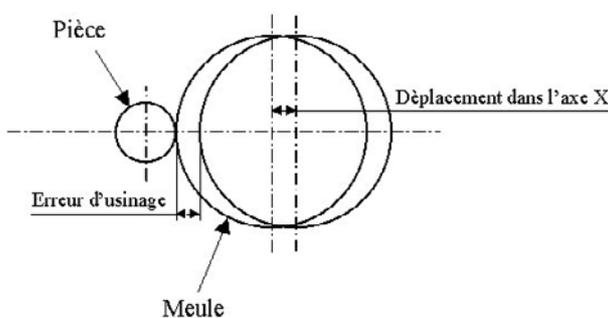


Figure 2.3- Erreur d'usinage relatif à un déplacement suivant x.

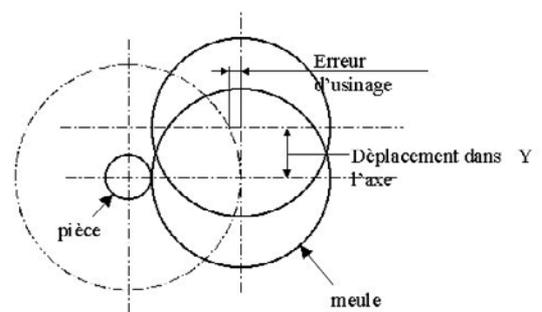


Figure 2.4- Erreur d'usinage relatif à un déplacement suivant y.

2.1.2.- Astreinte de raideur

Avant de faire le choix des niveaux des paramètres il est évident qu'il y a beaucoup de matériaux qu'on ne peut pas choisir car ils ne donnent pas à la machine assez de raideur. Bien que la raideur dépende du module d'élasticité du matériau, elle dépend aussi de la géométrie de la structure. Dans le cas étudié, le point critique est la flexion de la partie dissymétrique servant au guidage de la contre pointe (figure 2.2). Si l'on considère une poutre* avec la section schématisée à la figure 2.5, avec $b = 1\text{m}$ de largeur et d'épaisseur constante "e", la raideur d'une telle poutre est donnée par le produit $\langle E.I \rangle$ avec:

$$I = \frac{1}{12} [b.h^3 - b(h - 2e)^3]$$

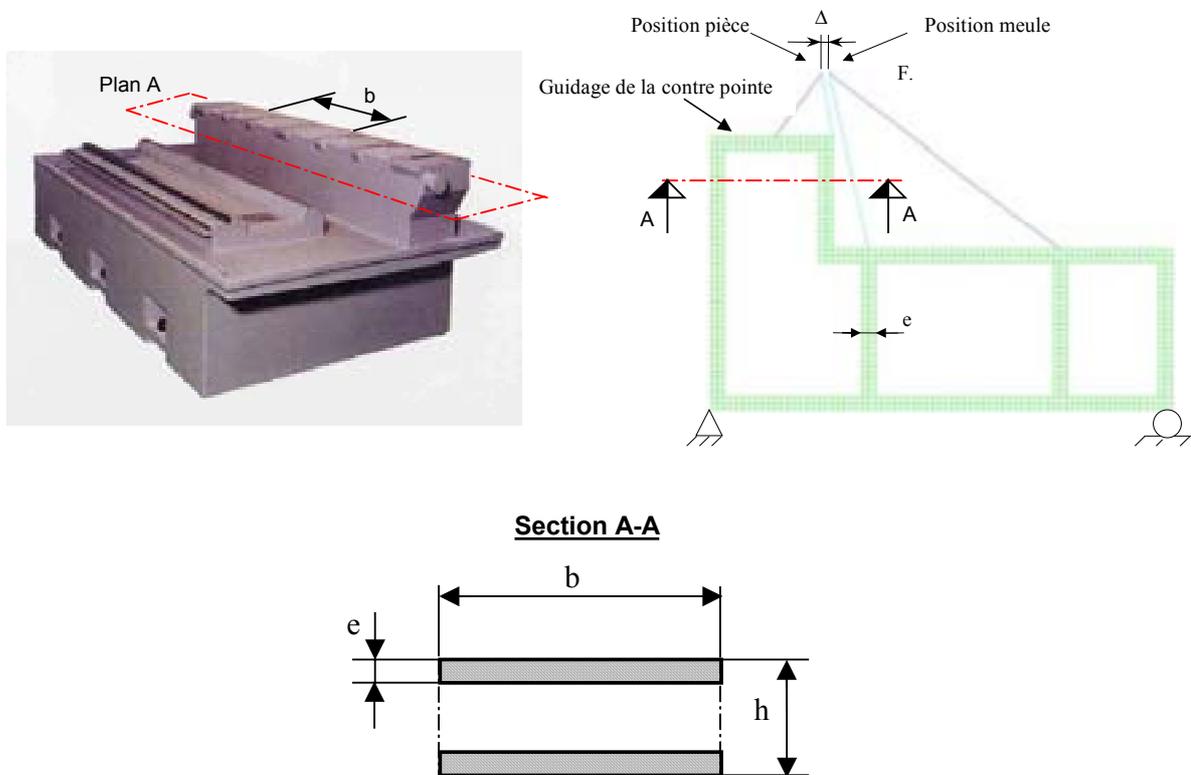


Figure 2.5- Section transverse représentative du guidage de la contre pointe.

* On est bien conscient que la géométrie étudiée ne répond pas aux hypothèses formulées dans la théorie des poutres mais étant donné le niveau de simplification du problème de la raideur du bâti réalisé on considère cette hypothèse comme suffisamment précise pour la sélection du matériau.

On choisi comme valeur de référence minimale pour $\langle E.I \rangle$, la valeur obtenue pour la machine actuelle réalisée en fonte avec une paroi d'épaisseur $e=15\text{ mm}$:

$$K_0 = \langle E.I \rangle_{\text{fonte}} = 134.10^6 \text{ N.m}^2$$

avec :

$$E = 150 \text{ GPa (fonte grise)}$$

K_0 = raideur à respecter pour la solution matériau.

Considérant l'épaisseur comme variable libre, on trouve que pour respecter l'astreinte de raideur il faut que l'épaisseur vérifie l'expression suivante:

$$e_k (mm) \geq 500 \cdot \left[h - \left(h^3 - \frac{12 \cdot K_0}{E} \right)^{\frac{1}{3}} \right]$$

Où K_0 et h sont des valeurs connues. Il apparaît que pour tout choix de matériau une épaisseur est définie.

La valeur limite inférieure du module d'élasticité $E_{\text{lim.inf}}$ correspond à une section massive. Dans ce cas, le moment quadratique de la section du bâti est:

$$I_{\text{max}} = \frac{1}{12} [b \cdot h^3] = 4570.10^{-6} \text{ m}^4$$

et la valeur limite inférieure du module d'élasticité doit être:

$$E_{\text{lim.inf}} = \frac{K_0}{I_{\text{max}}} = 34 \text{ GPa}$$

2.1.3.- Astreinte de coût

D'autre part, on doit limiter le coût du bâti. Pour cela on a le prix matière de la solution actuelle en fonte grise. Pour la poutre de référence, ce prix est:

$$c_p = 2 \cdot \rho \cdot c_m \cdot e \cdot b \cdot l = c_0$$

avec :

c_p = coût pièce

c_m = coût matériau.

ρ = densité

c_0 = coût de la poutre en fonte

En prenant pour la fonte : $\rho = 7200 \text{ Kg/m}^3$ et $c_m = 0,6 \text{ Euro/kg}$

on obtient:

$$c_0 = 130 \text{ Euro}$$

et on peut définir l'épaisseur maximale (e_c) pour ne pas dépasser ce coût:

$$e_c (mm) \leq \frac{500 \cdot c_0}{\rho \cdot c_m}$$

En utilisant un système expert de sélection des matériaux tel que CES Selector V3.2 [Cebon, 2001], on peut limiter le domaine des matériaux susceptibles d'être utilisés. On peut ainsi définir les limites pour chaque propriété matériau que l'on souhaite utiliser dans le plan d'expériences. En effet si l'on trace un graphique $e_c - e_k$ (figure 2.6), et on trace une droite de pente 1 passant par l'origine, on divise le domaine des matériaux en deux parties. Tous les matériaux se trouvant sur la droite donneront la même raideur et coût que le matériau de référence (fonte). Les matériaux se trouvant à gauche de la droite donneront des matériaux trop chers et les matériaux se trouvant à droite satisferont les raideurs en respectant un coût acceptable ($e_c < e_k$).

On constate que seulement 383 matériaux parmi les 2951 de la base de données pourraient être utilisés. D'autre part, en regardant les limites relatives au module d'élasticité on constate que la valeur minimale trouvée est de 30 GPa. Cette valeur étant très proche de la valeur $E_{lim.inf}$ on prendra cette valeur comme valeur minimale du module d'élasticité.

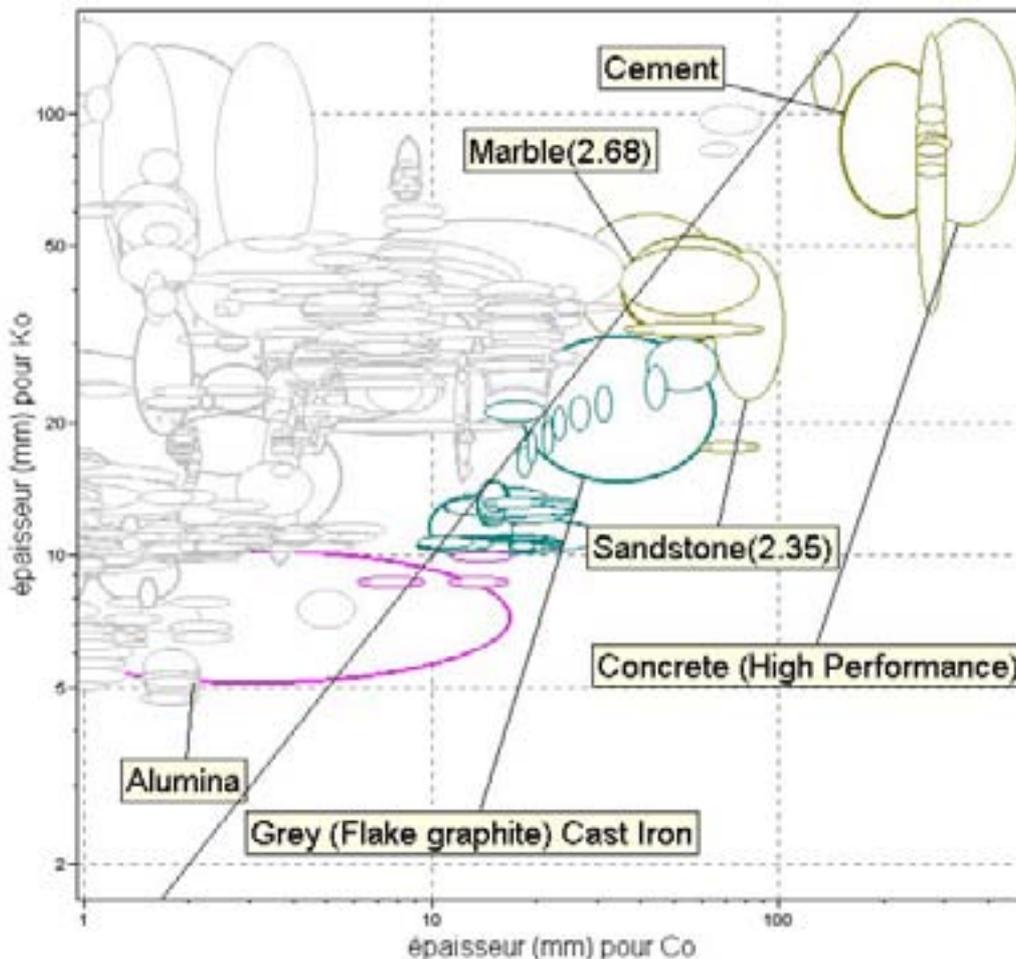


Figure 2.6. Carte de l'épaisseur pour garantir les contraintes coût et raideur.

2.2.- Exigences relatives aux propriétés thermomécaniques

Le comportement thermoélastique d'une machine outil a une importance décisive sur sa précision de travail, parce que c'est la source de la plupart des erreurs dimensionnelles et des non-reproductibilités dans l'usinage des pièces [Bryan, 1990].

Les déformations structurales de la machine dépendent assez souvent des variations de son état thermique [Kersten, 1983]. Le comportement thermique de la machine décrit la distribution de température et la déformation résultante.

Dans cette déformation thermique l'influence de la déformation du bâti joue un rôle très important parce que ce bâti est la plus grande pièce de la machine et les déformations des composants qui vont lui être associés ne viendront que s'ajouter à la déformation du bâti pour induire des déplacements de la meule et de la pièce.

2.2.1.- Conditions d'environnement et de fonctionnement du bâti

Dans ce paragraphe, les sources, les amplitudes des flux de chaleur et les fluctuations de température seront définies. Le comportement thermique d'une machine est défini par les emplacements et intensités des sources de chaleur, les propriétés thermiques des matériaux, les transferts de chaleur de l'environnement par convection et radiation ainsi que par la forme de la machine [Weck, 1994].

Dans le tableau 2.1 on peut voir les différentes sources de chaleur agissant sur une machine outil.

Source de chaleur	Phénomènes à l'origine	Diverses contributions
Influences thermiques de l'ambient	Stabilité thermique du bâtiment	Distribution de température Variations de température jour-nuit. Courants d'air
	Influence directe du rayonnement du soleil	Soleil Chauffage Installations adjacentes
Sources internes de chaleur	Éléments de machine	Roulements Moteurs, Engrenages Friction des guides, Vis à billes Systèmes hydrauliques
	Processus d'usinage	Copeaux Réfrigérants

Tableau 2.1-Sources d'énergie associées à la machine

Parmi ces sources de chaleur, le processus d'usinage et les influences thermiques du milieu ambiant émergent par leur importance. Pendant l'usinage, 90% de l'énergie d'entrée est dépensée sous forme de chaleur et seulement 10% est consommée par la coupe. Il n'est donc pas surprenant qu'il soit nécessaire d'utiliser des fluides de refroidissement. Ces fluides vont refroidir la pièce, lubrifier la surface de contact et ils vont nettoyer la meule. Ces fluides sont réfrigérés, mais au fur et à mesure qu'ils avancent dans la machine, leur température augmente en raison principalement de la chaleur dégagée par l'usinage, du frottement et des points chauds (moteurs, etc.). Au démarrage de la machine, la température du réfrigérant va augmenter pendant un certain temps jusqu'à arriver à un régime permanent pour ensuite rester constante. Ce temps est le temps de stabilisation de la machine qui a une importance capitale sur la stabilité globale des conditions d'usinage. En effet, pendant ce temps les pièces usinées seront défectueuses car pendant cet état transitoire les défauts dimensionnels produits par la variation de température ne peuvent être contrôlés.

Pour des machines de grande production qui font les « trois huit », le temps de stabilisation en température relatif au démarrage de la machine n'est pas un problème. Dans ce cas, ce sont les variations des facteurs non liés à l'usinage qui sont susceptibles d'engendrer des pièces défectueuses.

Cette étude sera focalisée sur l'influence de la température du milieu ambiant, sachant qu'elle a été identifiée comme un problème important pour des besoins d'usinage de grande précision [Tanabe, 1994]. Pendant une journée de travail, la température ambiante varie dans l'atelier. Dans cette étude, une variation de température de 10°C sur une journée a été prise en compte (Figure 2.7).

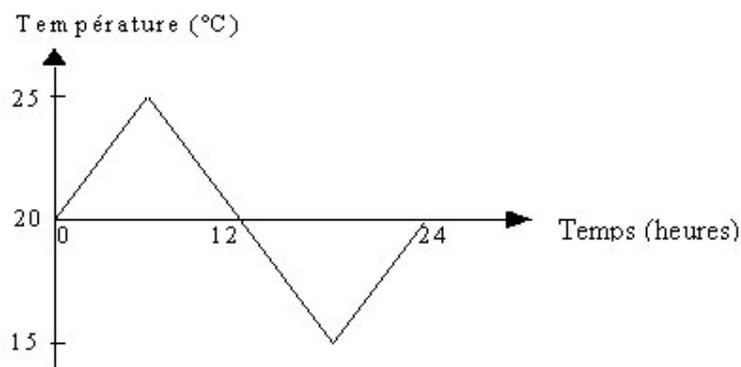


Figure 2.7. Variation de la température ambiante au cours d'une journée.

2.2.2.- Mise en évidence de l'influence des principaux paramètres sur le comportement du bâti

La distorsion thermique d'une structure complexe, comme le bâti, ne peut être elle-même que complexe. Il en résulte qu'il est très difficile de trouver un modèle simple et fidèle pour mettre en évidence l'influence des paramètres sur cette distorsion thermique. Un plan d'expériences numériques a ainsi été réalisé pour évaluer l'influence de divers paramètres sur la distorsion thermique du bâti (voir annexe 3). A titre d'exemple de résultats de ces calculs, le déplacement relatif (Δ) (figure 2.2) entre la pièce et la meule dans la direction de coupe, dû à la variation de la température définie à la figure 2.7 au cours d'une journée, est illustré à la figure 2.8.

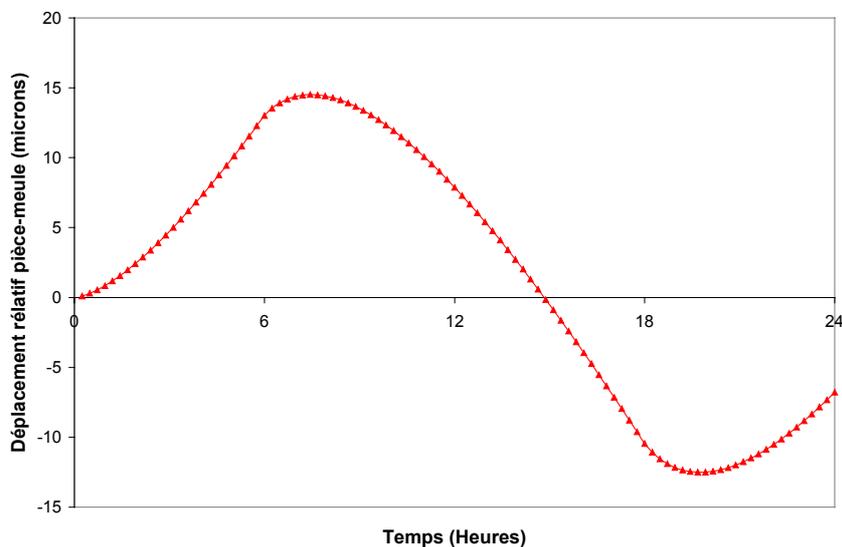


Figure 2.8- Déplacements relatifs entre pièce et meule tout au long d'une journée.

Ainsi, l'indice de performance thermique du bâti peut être défini comme le déplacement relatif maximum se produisant entre la pièce et la meule au cours d'une journée.

Définition des niveaux des paramètres

Les paramètres matériaux qui entrent dans le comportement thermique du bâti sont :

- la masse volumique (ρ);
- la conductivité thermique (λ);
- la chaleur massique (c);

- le coefficient de dilatation thermique (α).

Il y a d'autres propriétés thermiques à considérer telles que la diffusivité thermique, mais ces propriétés dépendent des caractéristiques citées précédemment. Il y a aussi des paramètres géométriques qui jouent un rôle important. En effet, en fonction de la géométrie, des comportements thermiques complètement différents peuvent être mis en évidence. Dans cette étude, la géométrie extérieure représentative d'une rectifieuse cylindrique a d'abord été fixée et l'épaisseur tout au long du bâti a été considérée constante. Cette épaisseur sera fonction du matériau choisi et sera donc une des variables du système. En utilisant un système expert de sélection des matériaux (CES Selector 3.2 [Cebon, 2001]) les valeurs limites reportées dans le tableau 2.2 ont été déterminées (grâce à la figure 2.6).

		Minimum	Maximum
Masse volumique	ρ (kg/m ³)	2050	8000
Conductivité thermique	λ (W/m.K)	0,6	81
Coefficient de dilatation thermique	α (x10 ⁻⁶) (K ⁻¹)	4	32
Chaleur massique	c (J/kg.K)	270	1180
Module d'élasticité (*)	E (GPa)	30	415

* Ces valeurs ont été utilisées pour déterminer les épaisseurs et ils ne rentrent pas dans le calcul thermique.

Tableau 2.2- Valeurs limites des propriétés thermomécaniques du matériau du bâti.

Indice de performance thermique

Il résulte du plan d'expériences numériques, qu'une expression de la performance thermique P_{th} peut être construit suivant l'expression (annexe 2):

$$P_{th} = [\beta]\{X\}$$

où $[\beta]$ = matrice des effets

et $\{X\}$ = vecteur des facteurs et interactions.

À partir du plan d'expériences réalisé (annexe 3) et avec l'aide du logiciel Minitab V.13 [Minitab, 2002] on obtient les effets β . En prenant en compte l'astreinte de raideur on doit enlever les variables libres (l'épaisseur) de l'expression performance et on obtient de cette façon l'indice de performance I_{th} .

2.2.3.- Définition des intervalles de valeurs permettant de quantifier les indices de performance du comportement thermique

En définissant l'indice thermique pour tous les matériaux répertoriés dans la base de données du système expert et en remplissant les contraintes de raideur et coût (paragraphe 2.1), 211 solutions matériaux plus performantes que la fonte peuvent être considérées, sur 464 matériaux remplissant les contraintes. La figure 2.9 représente cet indice de performance.

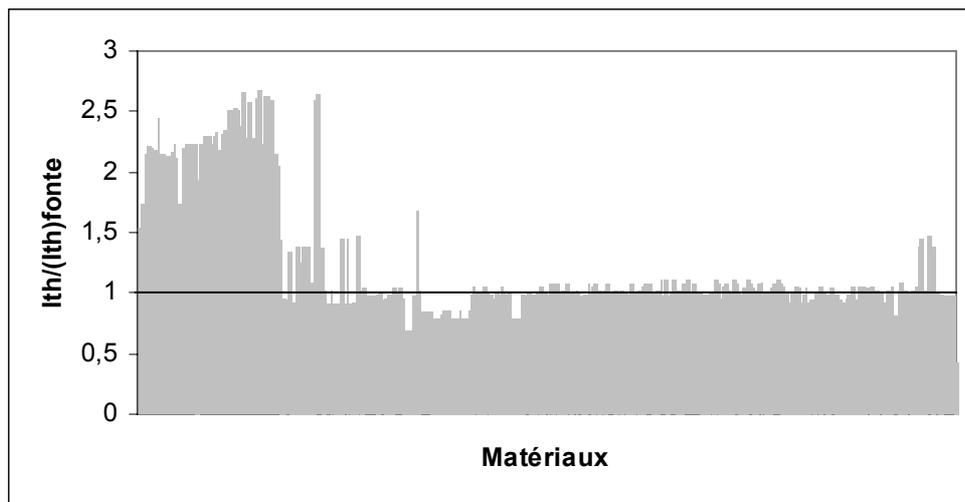


Figure 2.9- Amplitudes du déplacement relatif pièce-meule suivant la nature du matériau sélectionné pour le bâti parmi l'ensemble de la base de données.

Il résulte de l'analyse précédente que si seules les exigences relatives aux propriétés thermomécaniques sont prises en considération, un grand nombre de matériaux sont susceptibles de mieux satisfaire ces exigences que ne le fait la fonte. Toutefois, d'autres requis sont à considérer en particulier des exigences relatives aux propriétés dynamiques.

On constate que pour obtenir une amélioration du comportement thermique du bâti en se référant à la fonte, il est nécessaire que l'indice de performance I_{th} de la nouvelle solution matériau ait une valeur inférieure à celle de la fonte $(I_{th})_{fonte} = 57,7 \mu m$ (valeur calculée par simulation numérique à partir des caractéristiques de la fonte).

2.3.- Exigences relatives aux propriétés dynamiques

Les aspects dynamiques de l'interaction entre la machine outil, le processus de fabrication et l'outil sont les facteurs les plus importants contrôlant la productivité et la qualité d'une machine outil [Peters, 1984]. La manifestation majeure de ce comportement dynamique est de type vibratoire ; elle est significative d'un fonctionnement anormal de la machine et engendre des usinages défectueux.

La réponse dynamique d'une machine ne dépend pas seulement d'un composant aussi important soit-il que le bâti, mais dépend de l'ensemble des éléments qui constituent la machine, y compris la pièce à usiner et les sollicitations de type excitations mécaniques. L'étude précise du problème dynamique d'une machine exige donc la modélisation de toute la machine avec tous ses composants. Toutefois, ce chapitre se limitera à l'influence de changements au niveau du bâti, sur sa réponse dynamique.

L'examen du spectre des actions principales d'excitation de la rectifieuse étudiée, montre que leurs fréquences sont toujours inférieures à 200 Hz (figure 2.10). Il est par conséquent raisonnable de limiter l'étude à la réponse dynamique du bâti sous l'effet d'actions excitatrices de fréquences comprises entre 0 et 200 Hz, quelles que soient les fréquences propres du bâti isolé.

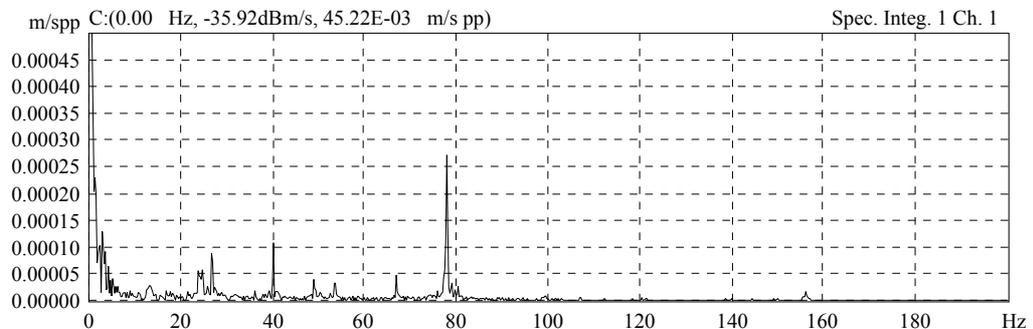


Figure 2.10. Spectre de vibration dans la direction radiale de la meule pendant une opération de rectification cylindrique extérieure.

2.3.1.- Conditions de sollicitation du bâti

Deux types de vibrations peuvent être considérées au niveau du bâti: les vibrations forcées et les vibrations auto excitées [Biera, 1997], [Weck, 1984], [Inasaki, 2001] (figure 2.11). Les vibrations forcées sont produites par des sources externes au processus de coupe (déséquilibre des éléments tournants, mauvais état des roulements,

vibrations externes transmises au bâti, etc.). Les vibrations auto excitées sont produites dans le processus de coupe. Ces vibrations dont le phénomène est défini par le terme anglo-saxon « chatter », est la réponse du processus aux perturbations de courte durée relatives par exemple à des petits défauts de surface de la pièce ou de l'outil, ainsi qu'au couplage initial pièce-outil.

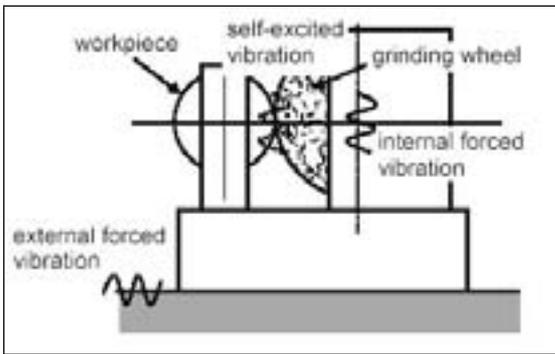


Figure 2.11- Représentation schématique de diverses sources d'excitation vibratoire dans un ensemble d'usinage.

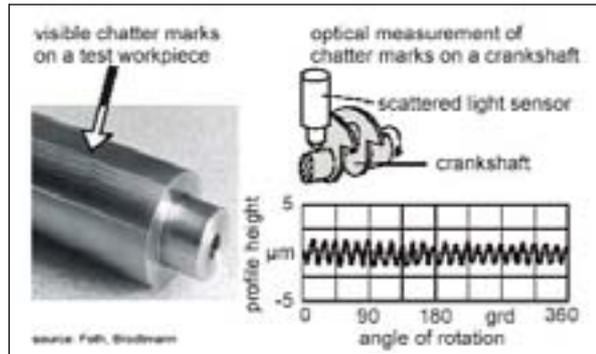


Figure 2.12- Mise en évidence des effets du chatter sur une surface usinée.

En fonction des conditions de travail, les vibrations produites peuvent diminuer ou augmenter rendant plus ou moins stable le processus d'usinage. Dans le cas d'instabilité croissante du processus d'usinage, des vibrations peuvent atteindre des niveaux tels qu'elles sont susceptibles de produire de graves défauts dans les pièces usinées (figure 2.12) [Inasaki, 2001] et à la surface de la meule.

Parmi les problèmes dynamiques intervenant pendant l'usinage, le plus important est le chatter [Peters, 1984]. Il réduit la capacité de coupe de la machine. Or, les vibrations forcées dues au déséquilibre et à l'excentricité de la meule ainsi qu'aux défauts initiaux des pièces à rectifier sont des facteurs externes au processus de coupe qui provoquent l'apparition et l'augmentation des vibrations du phénomène de chatter [Ramos, 1998], [Gawlak, 1984].

La meule agit comme un outil comportant une multitude d'arêtes de coupe induisant des actions d'excitation de fréquences très diverses. Les conditions de coupe ou de rectification dépendent entre autres du type de meule [Ramos, 1998]. Pour atteindre des productivités importantes, il est nécessaire d'augmenter les vitesses de coupe. En effet, l'augmentation de la vitesse de coupe accroît l'avance au niveau de chaque arête et par conséquent diminue les efforts ainsi que les déformations de la meule.

De cette façon, l'usure de la meule peut être réduite et la quantité de copeaux augmentée.

La vitesse de la meule dépend de la résistance de l'agglomérant utilisé dans sa fabrication. Si la vitesse maximale de la meule est dépassée, les forces centrifuges sont supérieures à la résistance de l'agglomérant et conduisent à la rupture de la meule. La vitesse tangentielle maximale de la meule dépend donc du type d'agglomérant et peut être de 30 m/s pour les agglomérants vitrifiés à 100 m/s pour les agglomérants à base de résine.

En fonction du type d'usinage à effectuer, du matériau de la pièce à usiner et de la réponse dynamique de la machine, l'utilisateur choisit la vitesse de coupe de la meule et d'autres paramètres de coupe tels que les conditions de dressage et de réfrigération de la meule.

Pour réduire les actions excitatrices produites par le déséquilibre de la meule, les fabricants de rectifieuses ont développé des systèmes d'auto équilibrage. Toutefois, ces dispositifs susceptibles de réduire les actions excitatrices ne peuvent pas éliminer complètement ces perturbations.

Faute de pouvoir prévenir ces actions excitatrices, la machine doit être conçue de façon à diminuer sa réactivité vis-à-vis de ces perturbations. Il convient donc de faire le nécessaire au niveau de la conception de la machine, y compris l'ensemble pièce-outil et sa fixation sur la machine, pour réduire ces effets [Weck, 1984].

2.3.2.- Influence des paramètres matériaux sur le comportement vibratoire du bâti

Ce paragraphe vise à connaître la réponse du bâti aux actions excitatrices (efforts de coupe et de déséquilibre de la meule) de fréquences comprises entre 0 et 200 Hz. L'indice de la performance dynamique (I_{dyn}) sera défini comme étant le déplacement relatif maximum entre pièce et meule dans la direction de l'effort de coupe et dû aux actions excitatrices du bâti. La simulation numérique par la méthode des éléments finis permet d'obtenir les fréquences propres du bâti et sa réponse dynamique sous l'effet des actions excitatrices. La modélisation qui a été faite ainsi que les résultats obtenus sont présentés en l'annexe 4.

Définition des niveaux des paramètres.

Le comportement dynamique d'une structure quelconque est défini en termes de raideur, masse et amortissement. Sachant que l'architecture du bâti et ses dimensions extérieures sont imposés, il ne reste qu'à étudier l'influence de deux paramètres : la nature du matériau et l'épaisseur des parois.

Suivant la méthode de sélection des matériaux abordée dans le paragraphe 2.1 et en utilisant CES Selector 3.2 [Cebon, 2001] les valeurs limites relatives à chaque paramètre ont pu être déterminées et sont rapportées au tableau 2.3.

		Minimum	Maximum
Module d'élasticité	E(GPa)	30	415
Masse volumique	ρ (kg/m ³)	2050	8000
Facteur des pertes	η	0,001	0,03525
Epaisseur	(mm)	4	175

Tableau 2.3- Valeurs limites des propriétés dynamiques du matériau du bâti.

Indice de performance dynamique

Il résulte du plan d'expériences numériques, qu'une expression de la performance dynamique P_{dyn} peut être construit suivant l'expression (annexe 2):

$$P_{dyn} = [\beta]\{X\}$$

où $[\beta]$ = matrice des effets

et $\{X\}$ = vecteur des facteurs et interactions.

À partir du plan d'expériences réalisé (annexe 4) et avec l'aide du logiciel Minitab V.13 [Minitab, 2002] on obtient les coefficients β . En prenant en compte l'astreinte de raideur on doit enlever les variables libres (l'épaisseur) de l'expression performance et on obtient de cette façon l'indice de performance I_{dyn} .

2.3.3.- Définition des intervalles de valeurs permettant de quantifier les indices de performance du comportement dynamique

En définissant cet indice pour tous les matériaux répertoriés dans la base de données du système expert et remplissant les astreintes de raideur et coût (paragraphe 2.1), seulement 13 solutions matériaux peuvent être retenues et sont en fait des fontes de diverses nuances (figure 2.13). On constate que pour obtenir une amélioration du

comportement dynamique du bâti en se référant à la fonte, il est nécessaire que l'indice de performance I_{dyn} , de la nouvelle solution matériau ait une valeur inférieure à celle de la fonte ($(I_{dyn})_{fonte} = 71 \mu m$ (valeur obtenue avec la méthode des éléments finis à partir des caractéristiques de la fonte).

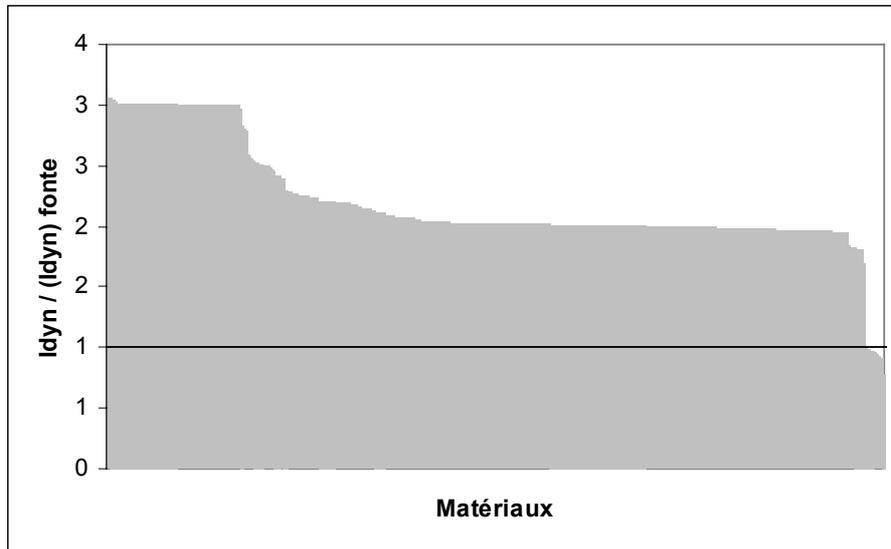


Figure 2.13- Amplitudes du déplacement dynamique relatif pièce-meule suivant la nature du matériau sélectionné pour le bâti, parmi l'ensemble de la base de données.

2.4.- Exigences complémentaires

2.4.1.- Aspects économiques

D'après les données de la société DANOBAT, fabricant de machines outils, la distribution des coûts de fabrication du bâti de la rectifieuse réalisée en fonte peut être illustrée par la figure 2.14. Ces coûts ne tiennent pas compte de l'amortissement des noyaux nécessaires aux opérations de fonderie, des coûts des inserts (tuyaux hydrauliques et guidages des fils électriques, etc.), et de l'assemblage.

Il est manifeste que l'usinage est la part la plus importante du coût total. En effet, le procédé de fonderie ne permet pas d'obtenir des tolérances étroites et des états de surface suffisant pour certaines fonctions telles que les glissements. Les tolérances dimensionnelles pour la fonte traditionnellement utilisée dans le secteur de la machine-outil peuvent aller jusqu'à $15 \mu m$ dans le cas de dimensions importantes. Les concepteurs en bureau d'étude sont donc obligés de prévoir des surépaisseurs importantes qu'il faut ensuite usiner. Il en résulte des surcoûts très importants induits

par une consommation inutile d'énergie, de temps d'usinage et de pertes non négligeables de matériau.

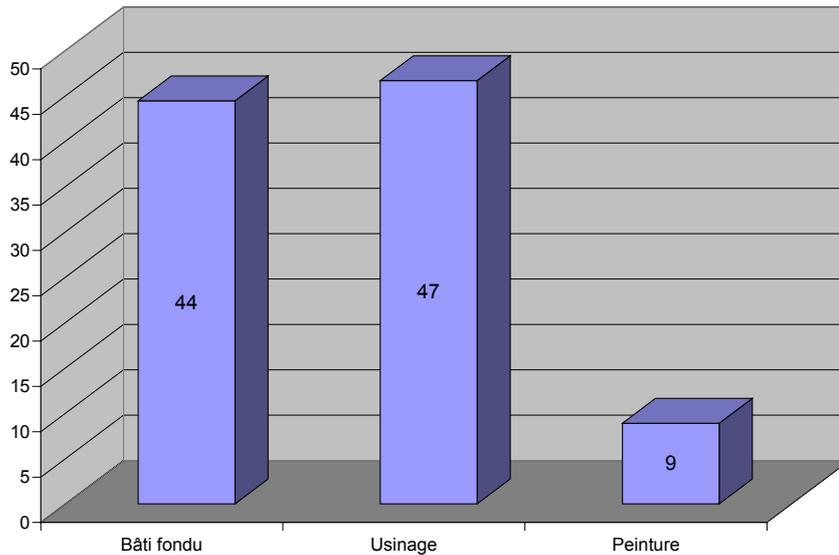


Figure 2.14 – Distribution des coûts de fabrication du bâti en fonte.

D'autre part, la fonderie est un procédé consommateur de temps. En effet, la fonderie exige des opérations d'assemblage des moules, de coulée, de refroidissement (1 jour par tonne), de stabilisation, de peinture, d'usinage et d'assemblage. De plus, ces opérations sont généralement effectuées par des fournisseurs différents, ce qui conduit à des frais et temps de transport des bâtis. Ainsi les délais de fabrication peuvent atteindre plus d'une dizaine de semaines. Le fabricant de machines outils doit par conséquent assurer le stockage des bâtis s'il ne veut pas trop allonger les délais de livraison de ses machines.

Par ailleurs, la législation européenne devenant de plus en plus restrictive en ce qui concerne la protection de l'environnement, un nombre important de fonderies manquant de compétitivité ont disparu, rendant l'offre de production en fonderie beaucoup plus faible que la demande. Les constructeurs de machines sont ainsi obligés de s'adresser aux entreprises de l'est de l'Europe, ce qui ne fait qu'allonger les délais de fabrication mais qui réduit les coûts.

Pour l'ensemble de ces raisons, le multimatériaux dont la définition et le développement sont envisagés doit assurément réduire ce délai de fabrication d'au moins un quart, soit en exigeant un nombre moins important d'opérations de fabrication, soit en faisant appel à des procédés de mise en œuvre plus rapides.

En ce qui concerne les coûts, il est difficile de fixer un niveau maximum, sachant qu'il doit prendre en compte non seulement le prix du matériau mais aussi les coûts de toutes les opérations induites par l'utilisation de ce matériau pour aboutir à un bâti fini. De plus, l'obtention d'un surcroît de performances peut conduire le marché à accepter un surcoût, ce qui est généralement défini par un facteur d'échange. Dans le cas présent le facteur d'échange ne peut guère être défini sachant que globalement la performance d'une machine outil est d'autant plus élevée qu'elle fait appel à des éléments électromécaniques coûteux.

2.4.2.- Interaction avec les environnants du bâti

La plupart de l'énergie consommée dans le procédé de rectification est dépensée sous forme de chaleur. Cette chaleur doit être évacuée pour éviter d'endommager la pièce à usiner. D'autre part, pour assurer un bon rendement de la meule et la qualité de finition attendue, il est nécessaire de lubrifier et nettoyer la surface de contact pièce-meule. L'utilisation d'un fluide de refroidissement lubrifiant est par conséquent nécessaire et exige que le bâti résiste en particulier dans le temps à son éventuelle agression. Ces fluides sont généralement des huiles minérales ou synthétiques.

Par ailleurs, le matériau choisi doit résister à l'érosion produite par le mélange copeaux-fluide. Le matériau du bâti doit présenter une dureté suffisante pour éviter toute dégradation. La fonte grise, utilisée couramment pour la fabrication des bâtis, remplit correctement cette fonction; on prendra donc comme valeur minimum de dureté, celle de la fonte (100 HV).

De plus, au cours de l'utilisation de la machine, des chocs relatifs à la chute de pièces ou d'outils sont de nature à provoquer une attente minimale en terme de résilience ou de ténacité du matériau. On a choisi comme caractéristique représentative de cette qualité K_{Ic} avec une valeur minimale de $20 \text{ MPa.m}^{1/2}$. Il convient de noter que même si la chute d'une pièce ne conduit pas à la rupture du bâti, elle peut endommager des surfaces ou provoquer des fissures ou bien encore des déformations dans tous les cas non admissibles.

Enfin, il convient de prendre en compte des contraintes, des exigences de conception, c'est-à-dire :

- les requis au niveau de l'assemblage des composants,
- les recherches de formes ergonomiques,

- la réduction ou l'élimination des opérations d'usinage.

Le tableau 2.4 résume les requis du matériau du bâti vis-à-vis des environnants.

Fonction à respecter	Niveau
Résister aux fluides de réfrigération	Huiles minéraux ou synthétiques
Résister à l'érosion des copeaux	100 HV
Résister à la température	10-50 °C
Résister aux chocs	$K_{1c} = 20 \text{ MPa.m}^{1/2}$
Besoins de conception	Permettre l'assemblage des composants. Permettre des formes ergonomiques. Élimination ou réduction des opérations d'usinage par rapport à la fonte.

Tableau 2.4- Exigence des environnants

2.4.3.- Aspects environnementaux et relatifs aux conditions de travail

La fonderie est un procédé très polluant à bien des titres [IHOBE, 1998] et nécessite une quantité significative d'énergie pour sa mise en œuvre ou son recyclage [Ashby, 1999].

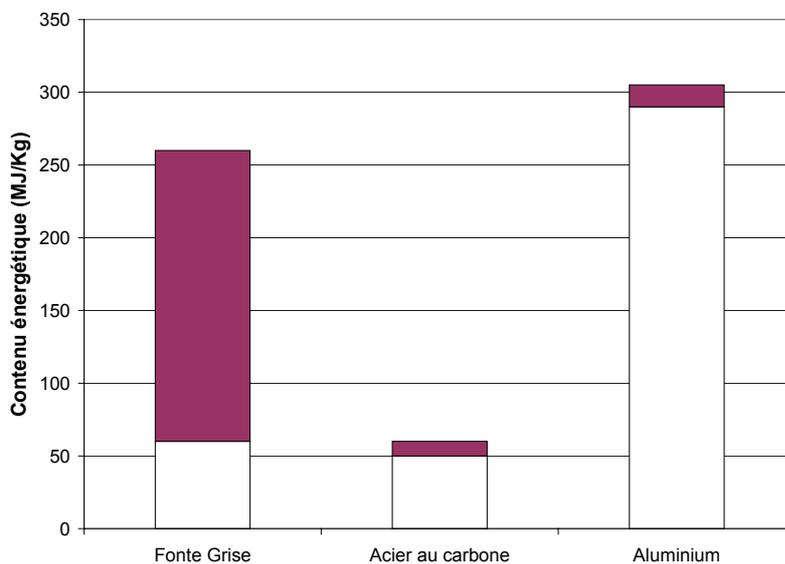


Figure 2.15. Énergie nécessaire à la production d'un kg de matériau.

La figure 2.15 montre les valeurs entre lesquelles se trouvent les quantités d'énergie nécessaires à la production d'un kg de matériau. Il est donc souhaitable que

les matériaux qui pourraient remplacer la fonte soient moins consommateurs d'énergie pour leur mise en œuvre. Toutefois il conviendra également de prendre en compte leur aptitude ou inaptitude au recyclage.

Enfin, les conditions de travail relatives à la mise en œuvre de bâtis en fonte sont particulièrement pénibles et devraient être avantageusement modifiées lors de la mise en œuvre des matériaux susceptibles d'être proposés.

2.5.- Confirmation des incompatibilités au niveau du cahier des charges matériau

Dans les paragraphes précédents on a vu qu'en prenant en compte de façon séparée les exigences thermomécaniques et dynamiques du bâti, il y a des matériaux monolithiques qui constituent des solutions acceptables. Toutefois, si on considère les deux exigences simultanément, il n'y a que très peu de solutions. En effet, en normalisant les deux indices par rapport à la fonte grise, on peut tracer le diagramme de Pareto relatif à la combinaison des deux exigences (figure 2.16).

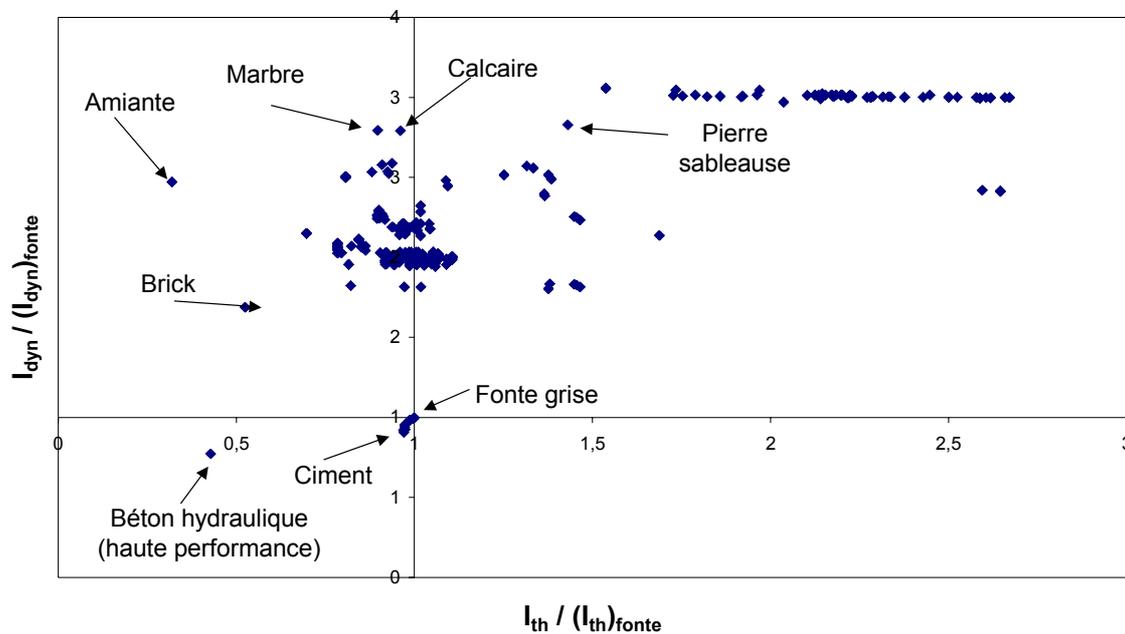


Figure 2.16- Diagramme de Pareto relatif à la combinaison des exigences thermomécaniques et dynamiques

La seule solution améliorant à la fois le comportement thermique et dynamique du bâti comparativement à la fonte est le béton hydraulique. Cette constatation correspond bien aux soucis d'amélioration de la qualité des machines-outils que des chercheurs ont traduit par un intérêt pour l'utilisation de matériaux de construction en génie civil pour les bâtis de machines outils:

- Sugishita [Sugishita, 1988] a développé un centre d'usinage dont le bâti et la colonne étaient en béton pour évaluer son comportement statique et dynamique. Il ressort de cette étude que le béton présente de meilleures qualités d'amortissement et de résistance aux variations de température que la fonte.
- Rahman [Rahman, 1993] a essayé la réalisation des bâtis en ferrociment présentant un meilleur comportement statique et dynamique que le bâti en fonte.
- Rahman [Rahman, 1995] a évalué l'utilisation de bétons renforcés par des fibres métalliques pour la fabrication d'une colonne de rectifieuse.

Les résultats montrent une amélioration du comportement dynamique du bâti.

Néanmoins, l'utilisation de bétons hydrauliques présente divers problèmes [Jiménez Montoya, 1991]:

- on n'obtient les caractéristiques finales du béton qu'après 21 jours. Il faut donc attendre plus de trois semaines avant de pouvoir travailler sur le bâti,
- pendant le durcissement du béton il se produit une rétraction non négligeable qui a comme conséquence une variation volumique et l'apparition de contraintes internes qui provoquent la fissuration du béton.
- les réfrigérants et lubrifiants utilisés peuvent attaquer le béton et l'endommager,
- le béton est hygroscopique et est attaqué par les hydrocarbures. Il est donc nécessaire d'étanchéifier la surface,
- le béton sous charge présente un comportement élasto-visco-plastique, incompatible avec les tolérances exigées dans l'usinage de précision.
- Le béton armé a besoin de renforts coûteux dans les endroits soumis à la traction.

Il ressort de ce qui précède, que les seules solutions disponibles au niveau des matériaux monolithiques et de certains matériaux renforcés ne sont pas vraiment satisfaisantes.

2.6.- Conclusions

Parmi les paramètres les plus importants pour évaluer la qualité technique d'un bâti de machine outil, on trouve sa stabilité thermique face aux variations de température ambiante et la raideur dynamique dans la gamme des fréquences de travail. Ces comportements étant très complexes, des indices de performance ont été proposés et définis en utilisant un modèle linéaire pour réaliser des plans d'expériences numériques réalisés à l'aide de la méthode des éléments finis . Ces indices permettent de classer la qualité de chaque matériau.

Avant de choisir les niveaux des paramètres pris en compte dans les plans d'expériences, il a fallu sélectionner des matériaux satisfaisant les contraintes relatives au bâti: coût et raideur. On constate que les matériaux sortant de cette sélection sont:

- les matériaux métalliques (aluminium, fonte, acier, zinc).
- les matériaux céramiques (amiante, marbre, calcaire, pierre du sable, ciments, béton hydraulique, brique).

Si l'on prend ces performances séparément on constate qu'on trouve des solutions monolithiques. Cependant, quand on essaie d'améliorer les deux performances simultanément on constate que seul le béton hydraulique améliore de manière significative le comportement du bâti par rapport à la solution actuellement utilisée (la fonte). Ceci justifie l'intérêt des différents chercheurs au cours des dernières années à l'utilisation du béton. Cependant, il est manifeste que cette solution ne satisfait pas tous les requis tels que par exemple, le délai de fabrication, la résistance aux fluides de coupe, la stabilité dimensionnelle compatible avec les précisions requises dans l'usinage de haute précision. À ce stade de l'étude, on peut se demander si en appliquant une démarche de conception d'un multimatériaux il est possible de proposer une solution innovante.

Références bibliographiques

- Ashby M.F.**, Materials selection in mechanical design, Butterworth Heinemann, (1999)
- Biera, J., Viñolas, J., Nieto, F.J.**, Time-domain dynamic modelling of the external plunge grinding process, International Journal Machine Tools Manufac., 37/11:1555-1572, (1997)
- Bryan J.**, International status of thermal error research, CIRP Annals, (1990)
- Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L.**, Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd., (2001)
- Gawlak, G.**, Some problems connected with balancing of grinding wheels, Journal of Engineering for Industry, 106:233-236, (1984)
- IHOBE S.A.**, Libro blanco para la minimización de residuos y emisiones : Arenas de moldeo en funciones férreas, IHOBE S.A, (1998)
- Inasaki I., Karpuschewski B., Lee H.S.**, Grinding Chatter - Origin and Suppression, Annals of the CIRP Vol.50, (2001)
- Jiménez Montoya J., García Messeguer G., Morán Cabré F.**, Hormigón Armado, Ed. Gustavo Gili S.A ., Barcelona, (1991)
- Kersten A.**, Comportamiento geométrico de Máquinas-Herramientas bajo carga estática y térmica, Dissertation RWTH Aachen, (1983)
- Minitab**, v.13, Minitab Inc., (2002)
- Moriwaki T., Sugimura N., Wang L.**, A modeling system for Finite Element Analysys of machine products, Transactions of NAMRI/SME Volume XXI, (1993)
- Moriwaki T., Zhao Ch., Nishiuchi M.**, A study on Machining Error in turning due to thermal deformation of tool, Mem.Grad.Scholl Sci & Technol., Kobe University, 8 – A :81-90, (1990)
- Peters, J.**, "Contribution of CIRP Research to Industrial Problem in Grinding, Annals of the CIRP, 33/2:451-468, (1984)
- Phadke**, Quality Engineering using Robust Design, Prentice Hall PTR, (1989)
- Rahman M., Mansur M.A.**, Evaluation of a lathe with ferrocement machine tool bed, Annals of the CIRP 42, (1993)
- Rahman M., Mansur M.A., Feng Zhou.** Design, fabrication and evaluation of a steel fibre reinforced concrete column for grinding machines, Materials and Design Vol.16 Number 4, (1995)
- Ramos, J.C.**, Caracterización del comportamiento dinámico de máquinas-herramienta. Aplicación al rectificado cilíndrico de exteriores en penetración y al fresado frontal vertical, Thèse de doctorat, Universidad de Navarra, San Sebastián, (1998)
- Taguchi G., Elsayed E.A., Hsiang T.C.**, Quality Engineering in Production Systems, Mcgraw-Hill College, (1988)
- Tanabe I., Takada K.**, Thermal Deformation of Machine Tool Structures Using Resin Concrete, JSME International Journal, Series C, Vol.37, No 2, (1994)
- Weck M., Hanrath G.**, Nuevos procesos de ensayos para la evaluación de máquinas-herramientas bajo carga, X Congreso de Investigación, Diseño y Utilización de Máquinas-Herramienta, (1994)
- Weck, M.**, Handbook of Machine Tools. Vol. 4. Metrological Analysis and performance Tests, John Wiley & Sons, (1984)

CHAPITRE 3 : CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAUX

L'objectif de ce chapitre est de proposer une démarche méthodique de conception d'un multimatériaux en partant de son cahier des charges dit « multimatériaux ». Considérant désormais le multimatériaux comme une structure, son cahier des charges devient fonctionnel et il est alors possible d'essayer d'exploiter les méthodes de conception de produits actuellement disponibles dans la littérature pour concevoir un multimatériaux. Simultanément, les grandes lignes d'un procédé de mise en œuvre doivent être envisagées pour les solutions proposées.

3.1.- Application méthodologique de la conception des produits à celle d'un multimatériaux

Avant de décrire les différentes méthodes de conception de produits, il faut définir ce qu'on entend par conception d'une pièce ou produit. La conception d'une pièce consiste à choisir les attributs relatifs à sa définition et à sa réalisation. Dans la plupart des cas, ces attributs sont le nombre des composants formant la pièce, leur géométrie, leur matériau constitutif, leur procédé de fabrication, les procédés d'assemblage à utiliser pour les réunir, les procédés de recyclage, etc... [Kromm, 2002].

3.1.1.- Méthodes de conception des produits et méthodes de recherche de solutions.

Malgré les avancées spectaculaires de la recherche scientifique dans la plupart des domaines de l'activité humaine, il reste un retard considérable concernant les aspects méthodologiques des démarches correspondant à l'innovation [Gogu, 1999]. De plus, il est de plus en plus souvent demandé d'intégrer plusieurs fonctions dans le même produit, ce qui rend pluridisciplinaire la recherche de solutions. Dans ce cadre, le besoin d'utiliser une démarche méthodologique de conception s'impose.

Démarche de conception

Il est évident que tout processus de conception d'un produit commence par l'expression d'un besoin du marché auquel il se propose de répondre. La définition et l'expression précise de ces besoins constituent la première étape de la conception et conditionne sa réussite. Cette étape a comme issue la rédaction d'un cahier des charges.

À partir du cahier des charges commence la conception proprement dite. De nombreux auteurs ont analysé de manière théorique le déroulement du cycle de développement d'un produit afin de comprendre et de rationaliser la démarche du concepteur [Tichem, 1997]. Entre les différentes méthodes de conception la plus employée est le modèle des phases. Suivant cette méthode la conception se fait en plusieurs phases qui permettent de définir progressivement un produit [Landru, 2000] (Figure 3.1).

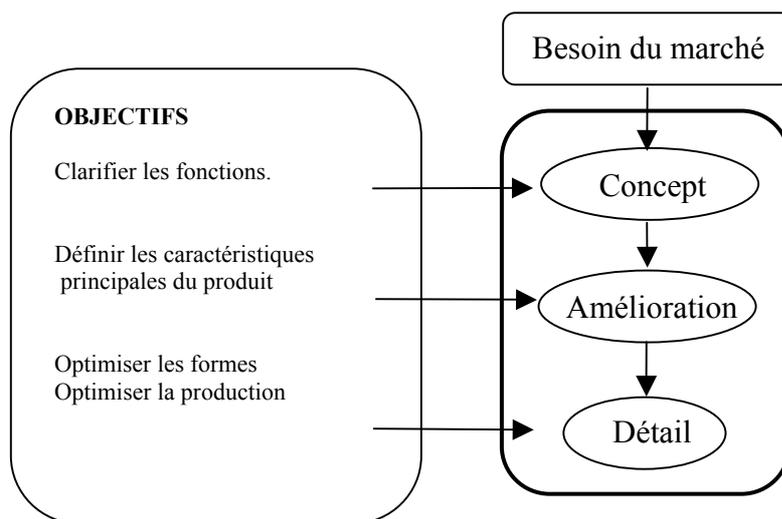


Figure 3.1: Phases dans la conception d'un produit.

Dans une première phase, sont développés tous les concepts répondant au cahier des charges. À ce stade, tous les concepts sont également envisageables pour réaliser la pièce. Ensuite, chaque solution envisagée est examinée plus en détail de façon à évaluer si elles sont envisageables. À ce stade, le concepteur doit être en mesure de choisir le concept qui sera retenu. Finalement, en se focalisant sur un seul concept, tous les détails du produit, son mode de production et d'assemblage sont définis. Cette étape nécessite une modélisation précise du produit, la caractérisation des matériaux et la prise en compte des facteurs économiques.

Dans la suite, les outils d'aide à la conception qui ont été proposés par différents auteurs et qui permettent au concepteur de rationaliser le processus de conception seront considérés.

Outils d'aide à la conception

Les méthodes psychologiques basées sur la créativité des groupes telles que le brainstorming, la méthode synectique, etc., sont utiles pour l'innovation commerciale, de management, de marketing, de publicité, mais très peu efficaces pour résoudre les tâches complexes d'innovation de systèmes techniques. Les méthodes de conception actuelles, basées sur l'analyse fonctionnelle, l'analyse de la valeur, le QFD (Quality Function Deployment), la conception robuste, abordent le processus de conception dans un contexte plus large, permettant d'intégrer les besoins du client et la satisfaction de ces besoins. Ces méthodes sont complétées entre autres, par l'ingénierie simultanée, le DFX (Design for manufacturing, assembling, etc...), les plans d'expériences (DOE) et la méthodologie d'innovation technique (TRIZ).

L'analyse fonctionnelle

Quelle que soit la méthode de conception utilisée, il faut traduire les besoins du marché en termes techniques objectifs qui sont le point de départ de la conception. Cette étape de traduction des besoins en terme de fonctions est appelée analyse fonctionnelle et elle engendre la rédaction du cahier des charges fonctionnelles.

À partir du besoin que le produit doit satisfaire et à partir de l'étude de son environnement (son utilisation, les contraintes d'environnement et d'environnant, les contraintes économiques et sociologiques,...) toutes les fonctions et contraintes que doit satisfaire le produit à développer doivent pouvoir être définies clairement et des critères d'évaluation pour valider la solution trouvée doivent pouvoir être fixés.

De façon à clarifier au maximum les fonctions et contraintes que doit remplir le produit, Clausing [Clausing, 1994] et Pahl [Pahl et Beitz, 1988] ont proposé de décomposer les fonctions principales en sous fonctions et sous contraintes. Ainsi, l'arbre fonctionnel où les fonctions et contraintes sont hiérarchisées est défini comme suit (figure 3.2):

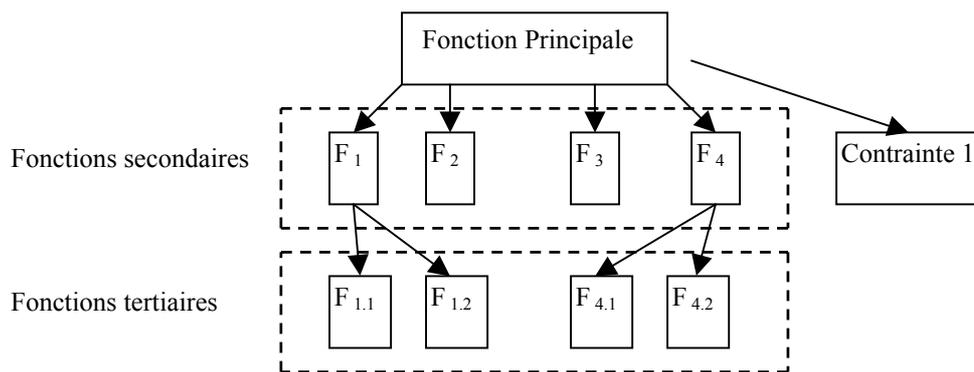


Figure 3.2. Hiérarchisation des fonctions et contraintes.

L'analyse de la valeur

L'Association française pour l'analyse de la valeur [AFAV, 1991] définit l'Analyse de la valeur (l'AV) comme une méthode organisée et créative ayant pour but d'augmenter la valeur d'un produit à vendre (produit, système, service, etc.). En adoptant le point de vue du producteur, l'objectif de l'AV est que les fonctions soient satisfaisantes (correspondant aux besoins du marché) et que le coût de production soit minimal. Dans le cas d'une conception multiobjectifs, il est nécessaire d'évaluer l'importance relative des différents objectifs. L'analyse de la valeur a pour rôle d'analyser l'importance relative des différentes performances recherchées dans une conception [Ashby, 2001]. Il est évident que le prix qu'un client est disposé à payer pour un ensemble de performances dépend du bénéfice que celles-ci lui apportent. L'analyse de la valeur permet d'obtenir de manière chiffrée les coefficients de valeur de chaque objectif. Elle permet aussi d'évaluer les coefficients d'échange, c'est-à-dire le surcoût que le client est disposé à payer pour une performance donnée.

Cependant, il est rare qu'on dispose de l'analyse complète et objective de la dépendance de la valeur d'un produit avec ses performances. Ainsi, la mise en oeuvre de cette méthode est par conséquent souvent difficile. En effet, le problème est souvent trop complexe. Il peut en particulier dépendre d'aspects psychologiques difficiles à quantifier de manière objective.

Expression de la fonction qualité (QFD)

La méthode QFD (Quality Function Deployment) est un outil qui permet aux concepteurs de prendre des décisions pendant le processus de conception [Bocquet, 1997]. Le principe fondamental du QFD est de recueillir de façon méthodique et

structurée toute l'information ayant pour source le client (WHAT's) et de traduire ses besoins en termes utilisables par le concepteur (HOW's) de manière à satisfaire ses besoins [Terninko, 1997]. À partir de ces informations, on construit différentes matrices de corrélation entre les WHAT's et les HOW's (Figure 3.3). Pour chaque relation, le degré de relation entre eux est défini quantitativement. La somme des valeurs de chaque colonne montre l'importance relative de chaque concept pour remplir les besoins du client.

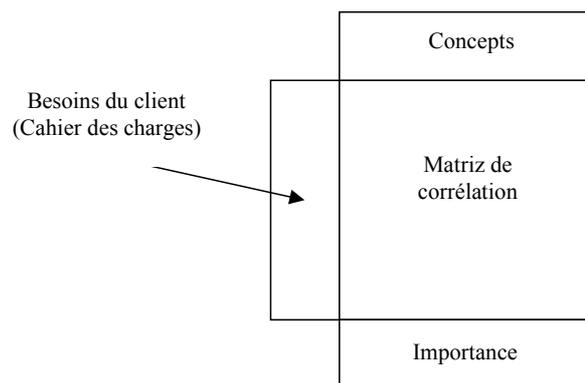


Figure 3.3. Matrice QFD.

Cette méthode peut être appliquée dans toutes les phases du cycle de vie d'un produit [Echepare, 1998], [Lauroz, 1998]. Ainsi, pour la conception d'un produit, l'American Supplier Institute (ASI) [Sorli, 1994] propose l'exploitation des requis du client, à travers de tout le processus de développement d'un produit, en quatre phases:

- planification du produit;
- développement des composants;
- planification du procédé de fabrication;
- planification de la production.

Le QFD permet de mettre en évidence quelles sont les fonctions vraiment importantes, pour mieux satisfaire les besoins du client (performances, coût, qualité, etc.). Cependant, cette méthode ne propose pas de solution pour résoudre les problèmes, et elle doit être complétée avec d'autres outils [Rovira, 1998].

La conception robuste (La méthode Taguchi)

Le classique contrôle de qualité utilise les bornes supérieure et inférieure d'une performance comme frontière entre une performance acceptable ou inacceptable. Dans

ce cas, les limites ne sont pas les spécifications techniques mais les tolérances limites du client [Terninko, 1997]. La conception robuste peut être définie comme la conception d'un produit assurant un niveau de performance malgré les perturbations tendant à diminuer ses performances [Sunar, 2001]. Les perturbations peuvent être intrinsèques au produit (matériaux, processus de fabrication,...) ou peuvent venir de l'environnement. La philosophie Taguchi est basée sur l'idée de réduire l'effet des perturbations.

Cette méthode se décompose en trois phases: la sélection de la performance, le choix des paramètres qui l'influencent, et l'étude de l'influence de la variation des paramètres sur la performance cherchée de manière à déterminer les niveaux à donner aux paramètres. Cette méthode peut être appliquée à la conception multicritère [Kunjur, 1997]. Cependant cette méthode ne fournit pas des idées pour développer un concept. Néanmoins, elle reste essentiellement une méthode d'optimisation.

L'ingénierie simultanée

L'ingénierie simultanée a été introduite dans les entreprises comme une méthode de gestion pour la conception des produits. Elle a pour objectif de réduire les temps et coûts de conception ainsi que d'améliorer la qualité du produit conçu [Tegel, 1995]. L'ingénierie simultanée propose l'analyse simultanée de tous les aspects du développement d'un nouveau produit. Pour cela, il faut créer des groupes de travail pluridisciplinaires. L'intégration des groupes de travail avec des compétences très différentes provoque des problèmes de communication qui rendent la méthode difficile à mettre en pratique. En effet, les langages et informations ne sont pas les mêmes pour les différents interlocuteurs. Plusieurs auteurs [Million,1998], [Stone, 2000] ont essayé de résoudre ce problème en proposant différentes démarches de modélisation des informations sur les objets techniques des systèmes de production en vue de la modélisation des systèmes d'informations dans un contexte pluridisciplinaire. Actuellement, il existe sur le marché des logiciels qui facilitent l'échange d'informations (P.D.M: Product Data Management).

Les méthodes DFX (Design for X)

Pour mener à terme l'ingénierie simultanée, il est nécessaire de disposer de méthodes et d'outils permettant de modéliser et de comprendre le rôle et les interactions de chaque aspect de la conception (production, montage, démontage, recyclage, etc.)

avec le produit final. Ce sont les méthodes de DFX (design for X). Avec chaque méthode on essaie d'optimiser un aspect X d'un produit [Tichem, 1997]. Dans le tableau 3.1, les méthodes DFX les plus courantes sont présentées [Landru, 2000].

Méthode DFX	Sigle	Description
Design for manufacturing	DFM	Optimisation de la fabrication des pièces.
Design for assembly	DFA	Minimisation de l'effort d'assemblage.
Design for service	DFS	Amélioration du confort d'utilisation.
Design for disassembly	DFD	Optimisation du processus de démontage.
Design for material	DFMat	Sélection des matériaux.
Design for cost	DFC	Estimation et optimisation du coût total du produit
Design for manufacturing and assembly	DFMA	Optimisation de la fabrication et de l'assemblage des pièces.

Tableau 3.1. Méthodes DFX.

Cependant, ces méthodes DFX ne prennent en compte que des requis isolés et sont donc mal adaptées à la conception des multimatériaux car dans ce cas l'interaction des différents aspects de conception sont indivisibles. C'est pourquoi des méthodes considérant plusieurs requis (plusieurs X) ont été développées [Tichem, 1997]. Bien sûr, elles sont beaucoup plus complexes puisqu'elles doivent prendre en compte des interactions entre les différents requis de la conception.

La théorie de la résolution des problèmes créatifs (TRIZ).

Les problèmes créatifs sont des problèmes avec des solutions générales inconnues qui contiennent des besoins contradictoires exprimés sous la forme de contradictions entre les paramètres de conception [Gogu, 1999]. La théorie de la résolution de problèmes créatifs (TRIZ) a été développée par Genrich Altshuler [Altshuler, 1984] à partir de 1946. En analysant plus de 200.000 brevets déposés dans différents domaines, Altshuler a classé les contradictions: naturelles (cosmologiques, fondamentales), humaines (individuelles, de management, culturelles), technologiques (techniques, physiques), de logique (mathématiques).

Pour la résolution des contradictions techniques, le TRIZ utilise les entités standards, les principes d'innovation et la matrice de contradiction (figure 3.4):

- les entités standards sont des caractéristiques utilisées pour décrire les contradictions;

- les principes d'innovation qui ont été utilisés pour résoudre les contradictions rencontrées dans les brevets analysés;
- la matrice de résolution des contradictions où on rencontre les principes d'innovation utilisés pour résoudre les contradictions entre les entités standards.

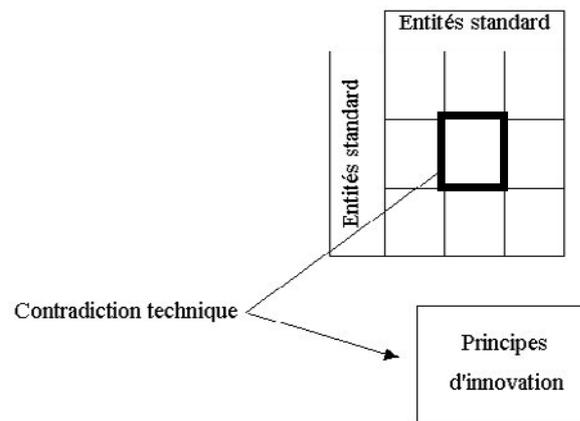


Figure 3.4. Matrice de résolution des contradictions.

Cette méthode a été utilisée de façon satisfaisante à l'innovation des composites [Clapp, 1999].

Le plan d'expériences

Tout produit, procédé ou système peut être représenté comme une série de variables d'entrée qui ont une influence sur les variables de sortie ou réponses. Dans l'industrie, les techniques de dessin et d'analyse d'expériences sont utilisées pour la conception ou l'optimisation de produits ou procédés de fabrication.

L'expérimentation est utilisée quand les modèles théoriques ne permettent pas d'obtenir des solutions pour les problèmes posés, en particulier parce que le problème est mal connu ou très complexe. Le plan d'expériences (DOE: Design Of Experiments) est une technique de planification stratégique des essais pour réduire au maximum l'expérimentation, obtenir des résultats fiables, trouver l'équation qui relie la réponse avec les facteurs, définir les paramètres qui optimisent la réponse et minimiser l'erreur. Cette méthode s'est révélée très utile pour l'optimisation de la conception des produits [Gillon, 1998], [Wang, 1999] et pour l'optimisation de procédés de fabrication [Chuck, 2003]. Néanmoins, comme la "conception robuste", cette méthode ne fournit pas des idées pour développer un concept mais reste essentiellement une méthode

d'optimisation. Elle permet tout de même de bien identifier les paramètres principaux et elle permet de quantifier leur influence.

Intégration des techniques de conception des produits

Les outils et méthodes traditionnels mettent tout en œuvre pour induire l'innovation, mais ils basent toute la capacité d'innovation, de productions des idées sur les compétences créatives intrinsèques de l'homme. Le TRIZ est donc un complément utile qui donne des solutions génériques à la résolution des problèmes de créativité. Divers auteurs, [Cavalluci, 1999], [Terninko, 1997], [León-Rovira, 1998], proposent l'intégration des différentes techniques suivant l'algorithme montré à la figure 3.5.

Conclusions

Comme on a constaté, on peut diviser les méthodes de conception entre:

- les méthodes permettant de connaître, clarifier, hiérarchiser et valoriser les besoins du client (l'analyse fonctionnelle, l'analyse de la valeur, le QFD);
- les méthodes d'aide à la conception (conception robuste, l'ingénierie simultanée, le DFX, le plan d'expériences)
- les méthodes d'optimisation (méthode des éléments finis,...);
- et les méthodes d'innovation (le TRIZ).

Les premières familles de méthodes ne proposent pas de solution pour résoudre les problèmes, et seules les méthodes d'innovation proposent des solutions innovatrices. Cependant les méthodes permettant de connaître les besoins du client sont fondamentales pour réunir l'information nécessaire au bon développement de produit (conforme aux désirs du client). Ces informations doivent être disponibles dès les premières phases de développement car en cas contraire le produit développé serait non conforme.

Les méthodes d'optimisation permettent de se rapprocher de la solution optimale avant la fabrication du produit développé.

De plus, l'intégration des différentes méthodes (figure 3.5) s'avère comme un puissant outil de développement.

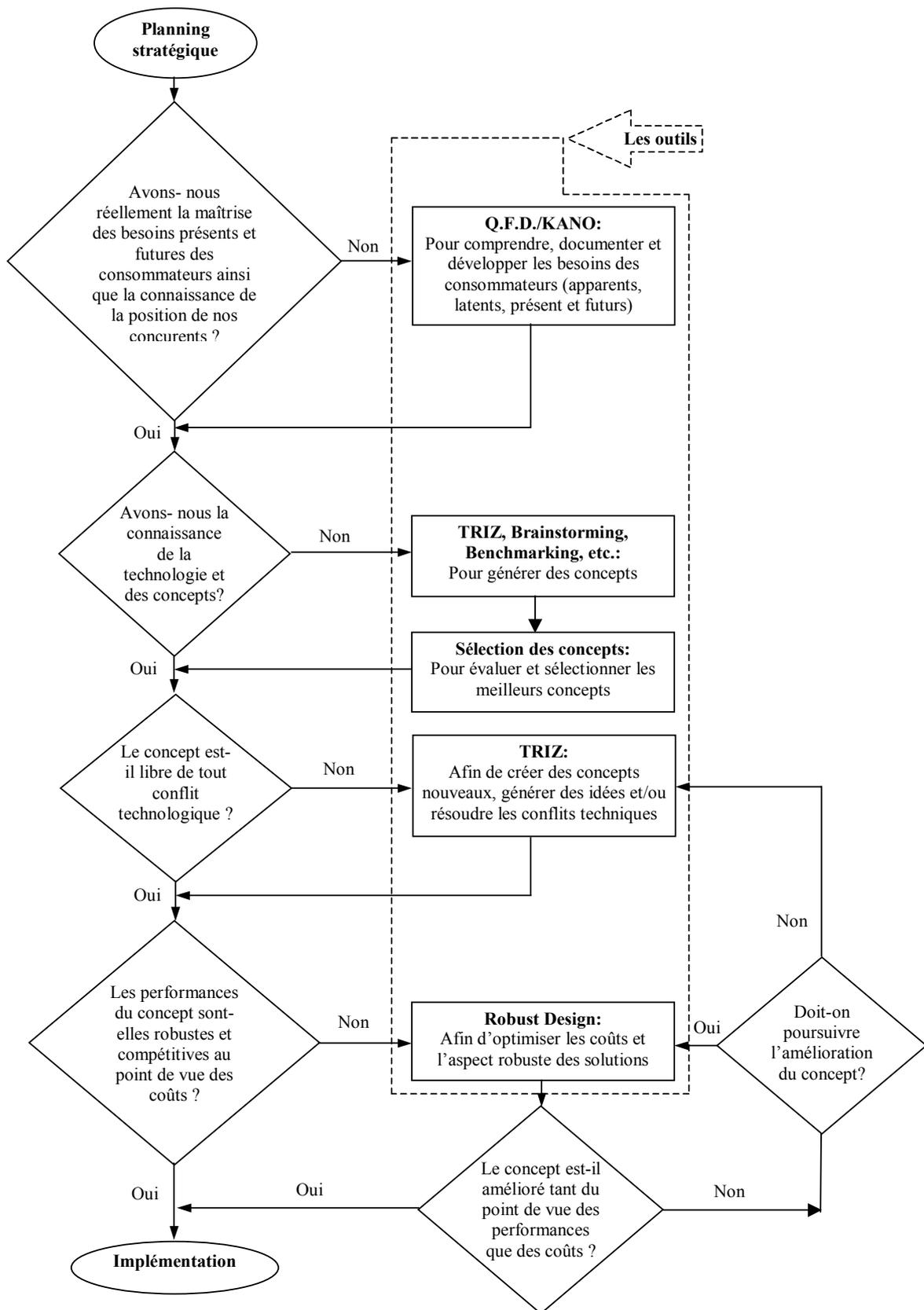


Figure 3.5. Intégration des différentes techniques de conception des produits.

3.1.2.- Proposition d'une démarche méthodique de conception d'un multimatériaux en adaptant des aspects des méthodes existantes pour les produits

Avant de proposer une démarche de conception de multimatériaux il faut définir ce qu'on entend par multimatériaux. Ici, un multimatériaux est une combinaison non homogénéisable et non démontable de matériaux permettant par ailleurs la définition de propriétés comme il pourrait être fait pour un matériau homogénéisable. Les propriétés du multimatériaux résultant de l'association de plusieurs matériaux possèdent, grâce à leur couplage, des propriétés qu'aucun des constituants ne possèdent. L'assemblage des matériaux fait appel à la mise au point d'un procédé de mise en œuvre.

La démarche de conception d'un produit multimatériaux (figure 3.6) doit commencer, comme pour tout produit, par l'étude des besoins du client donnant lieu au cahier des charges client (CdC).

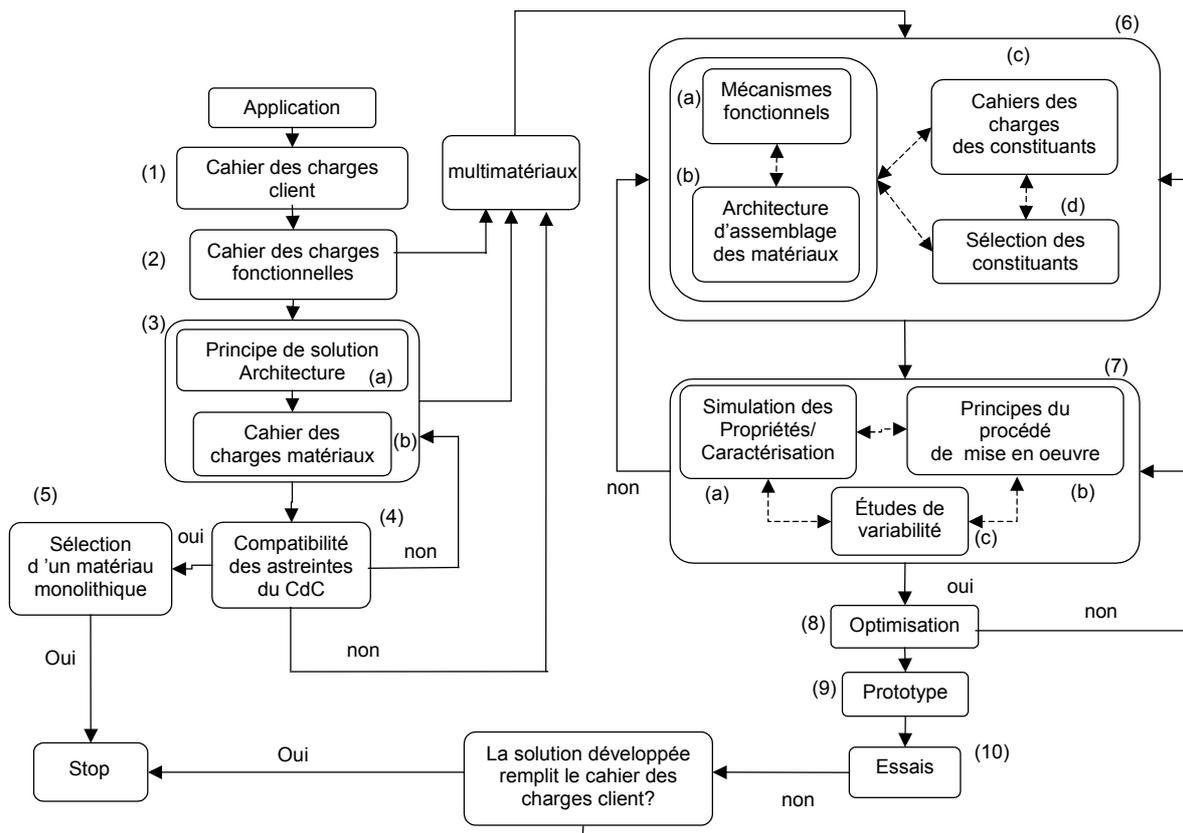


Figure 3.6. Méthodologie de conception d'un multimatériaux

À partir de l'étude du CdC, l'Analyse Fonctionnelle permet de définir le cahier des charges matériau. En utilisant les techniques de sélection matériaux décrites dans le chapitre 1, il peut arriver qu'il y ait des incompatibilités entre les caractéristiques demandées au matériau de sorte qu'aucune solution monolithique ne soit pas possible, ou que l'on veuille améliorer des solutions possibles mais insuffisamment satisfaites. Dans ces cas-là, concevoir un multimatériaux peut être une solution. Etant donné le cahier des charges matériau, celui-ci devient le cahier des charges fonctionnelles du multimatériaux.

La définition d'un multimatériaux exige la sélection des constituants, leur architecture et leur fraction volumique, la sélection de la morphologie de la combinaison et, bien sûr, la définition d'un procédé de mise en œuvre.

Une fois choisis les constituants et l'architecture du multimatériaux, il faut être capable d'évaluer ses propriétés ainsi que l'influence du procédé de mise en œuvre sur la variabilité de ses propriétés.

Si cette étude préliminaire donne de bons résultats, il est alors possible de passer à l'étape d'optimisation du produit et du procédé de fabrication. Pour valider la conception, il est ensuite nécessaire de construire un prototype qui soit représentatif du comportement de la structure multimatériaux et de faire des essais de validation.

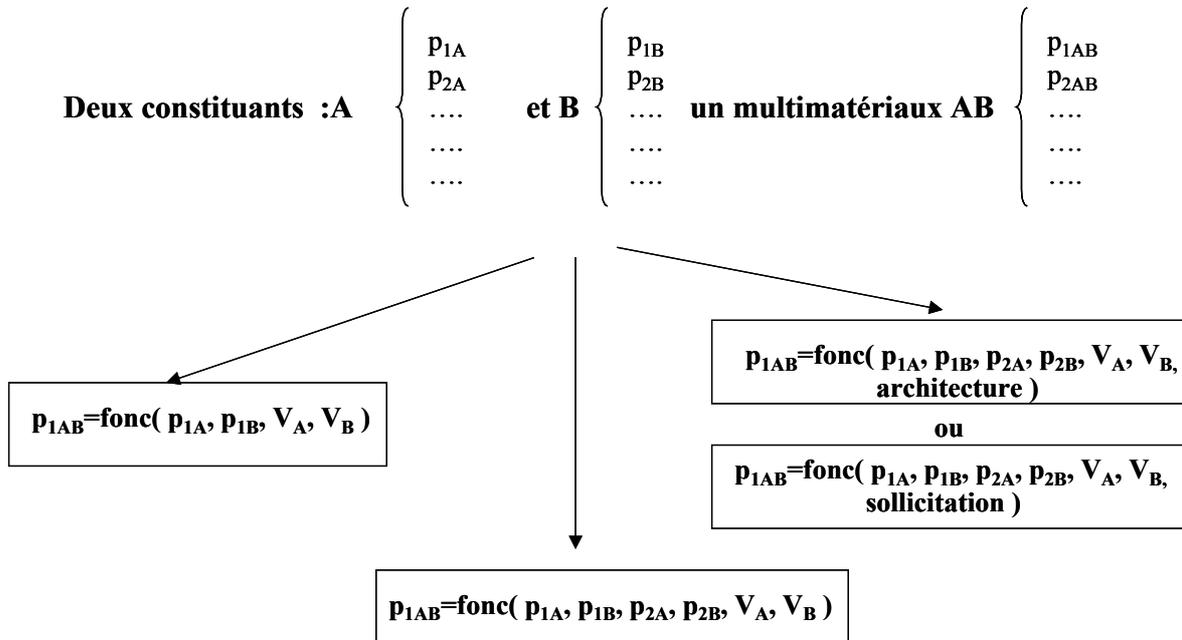
3.1.3.- Divers modes de combinaison de matériaux

Dans le cas des multimatériaux, leurs propriétés sont fortement liées aux propriétés des constituants, à leur fraction volumique, aux architectures de combinaison, aux procédés de mise en œuvre et aux interfaces formées entre les constituants.

Dans le cas d'un multimatériaux composé de deux constituants A et B, les propriétés résultantes peuvent être fonction (figure 3.7):

- d'un type de caractéristiques et des fractions volumiques des constituants (par exemple la masse volumique);
- de la combinaison de plusieurs types de caractéristiques et des fractions volumiques des constituants (par exemple la chaleur spécifique).
- de la combinaison de plusieurs types de caractéristiques, des fractions volumiques des constituants ainsi que de l'architecture (par exemple le coefficient de dilatation thermique d'un multicouche);

- de la combinaison de plusieurs types de caractéristiques et des fractions volumiques des constituants ainsi que de la nature de la sollicitation (par exemple le module d'élasticité d'un sandwich est différent pour une sollicitation de traction ou de flexion).



V_A et V_B sont les fractions volumiques

Figure 3.7. Différents cas de combinaison des matériaux.

D'autre part, la propriété résultante peut être la somme ou le produit des propriétés des constituants. Par exemple, la masse volumique d'un multimatériaux est obtenue comme la somme des masses volumiques de ses constituants multipliées par leur fraction volumique. Cependant, dans le cas d'un mécanisme de couplage de type "produit", une sollicitation qui en principe n'agit pas sur le constituant B, mais agissant sur le constituant A (P_{1A}) provoque un phénomène qui agit sur la propriété (P_{2B}) du constituant B, donnant lieu à une propriété (P_{3AB}) du multimatériaux.

$$P_{3AB} = K_1 * K_2 * P_{1A} * P_{2B}$$

Dans ce cas, la propriété couplée P_{3AB} est le produit des propriétés (P_{1A}) et (P_{2B}) et des facteurs structuraux (K_1) et d'efficacité du couplage (K_2).

D'autre part, le procédé de fabrication a une influence significative sur le multimatériaux. Il est nécessaire de prendre en compte les procédés d'obtention des

constituants car ils agissent sur la forme et la taille des constituants, les procédés de combinaisons des constituants et leurs propriétés. En effet, on peut concevoir un multimatériaux satisfaisant le cahier des charges mais pour lequel on ne trouve pas de procédé de fabrication acceptable (fractions volumiques, architecture de la combinaison, cadences de production, coûts,...).

3.1.4.- Influence des conditions de couplage sur le comportement du multimatériaux

Les propriétés d'un composite peuvent être induites par des mécanismes de couplage et par mécanismes synergiques (phénomènes d'interface et surface) [Czarnecki, 1985].

Quand on souhaite mélanger plusieurs constituants de nature différente, il faut prendre en compte des interactions qui peuvent se développer aux interfaces. Il peut y avoir par exemple des incompatibilités entre les constituants, donnant lieu à l'interface à des endommagements. C'est le cas des fibres de carbone qui en contact avec l'acier provoque un phénomène de corrosion rapide.

Il peut y avoir aussi des incompatibilités provoquant un manque d'adhésion entre les constituants. Il est alors nécessaire de prévoir des agents de couplage qui pourront palier cette faiblesse.

Mais on peut également avoir affaire à des interactions d'interface produisant des améliorations des propriétés du multimatériaux. C'est le cas lorsque le couplage de constituants fragiles donne naissance à un composite endommageable mais non fragile. Il est donc manifeste que l'interface joue un rôle important dans les caractéristiques du composite.

Il est donc indispensable de prendre en compte au cours de la conception des multimatériaux des phénomènes d'interaction qui peuvent jouer un rôle important sur leur comportement.

3.2.- Définition du multimatériaux adapté à la réalisation du bâti

3.2.1.- Recherche de combinaisons de matériaux répondant au cahier des charges du bâti

La recherche des matériaux, qui a été réalisée au chapitre 2, nous a conduit vers le béton hydraulique. Or, ce matériau a des faiblesses (voir paragraphe 2.5) qui fait que son utilisation est moins répandue que celle de la fonte.

En analysant des points forts et faibles, on constate que les requis du renfort (cailloux) et de la matrice (liant hydraulique) sont très différents et donnent lieu à deux cahiers des charges (tableau 3.2). On peut donc se demander s'il est possible de trouver une matrice pouvant résoudre les problèmes du béton hydraulique et donner lieu à un matériau final plus performant que la fonte.

Fonction matériaux	Constituant responsable
Besoins techniques	
Être thermiquement stable	Cailloux
Être dynamiquement stable	Cailloux, Matrice
Être raide	Cailloux
Être résistant à la rupture	Matrice, cailloux
Résister aux fluides de réfrigération	Matrice
Résister à l'érosion des copeaux	Matrice, cailloux
Résister à la température	Matrice
Résister aux chocs	Matrice
Besoins de dessin	
Être facile à mouler	Matrice
Permettre l'obtention des dimensions finales sans besoin d'usinage	Matrice
Permettre l'assemblage des constituants	Matrice
Permettre la fabrication des formes ergonomiques	Matrice
Besoins économiques	
Etre de prix compétitif face à la fonte	Cailloux
Demander un faible délai de fabrication	Matrice
Eliminer des opérations sans valeur ajoutée (traitements thermiques d'élimination des contraintes internes, peinture, etc....)	Matrice
Besoins écologiques	
Être faible consommateur d'énergie pendant la fabrication de la pièce.	Matrice, cailloux
Être recyclable	Matrice, cailloux

Tableau 3.2. Requis du renfort et matrice du béton.

En regardant le cahier des charges de la matrice (tableau 3.3), on constate que l'exigence principale attendue de la matrice est d'être un bon liant des cailloux. Il convient donc de chercher des matériaux présentant une bonne adhésion avec les cailloux.

Fonction	Propriété	Niveau
Être dynamiquement stable.	Facteur de pertes	
Être thermiquement stable	Coefficient de dilatation thermique	
Etre résistant à la rupture	Adhésion au renfort	
Résister aux fluides de réfrigération		Huiles minérales ou synthétiques
Résister à l'érosion des copeaux	Dureté	100 HV
Résister à la température	HDT	> 90 °C
Résister aux chocs	K_{Ic}	20 Mpa.m ^{1/2}
Etre facile à mouler	Matrice moulable	
	Faible viscosité	< 300 centipoise
	Polymérisation à température ambiante	
	Pot life	> 2 heures
Permettre l'obtention des dimensions finales sans besoin d'usinage	Faible contraction	
Permettre l'assemblage des constituants	Permettre le moulage d'inserts et le collage d'autres composants	
Demander un faible délai de fabrication	Réticulation rapide	Démoulage en 24 heures
Eliminer des opérations sans valeur ajoutée (traitements thermiques d'élimination des contraintes internes, peinture, etc....)	Faible contraction	
	Faible exothermie	
	Couleur en masse	
Être faible consommateur d'énergie		
Être recyclable		
Être stable dans le temps	Faible fluage	

Tableau 3.3. CdC Matrice

Il y a trois types d'adhésifs compatibles avec la nature des cailloux (céramiques naturelles) [Cebon, 2001]:

- l'asphalte;
- le ciment;
- les polymères (thermoplastiques et thermodurcissables).

Les asphaltes et les thermoplastiques exigent l'utilisation de température pendant le processus de fabrication. Cette condition n'est pas compatible avec d'autres attendues telles que:

- une faible consommation d'énergie dans la fabrication de la pièce;
- l'obtention des dimensions finales sans besoin d'usinage. En effet, la nature très différente des cailloux et du liant provoque des contractions différentielles induisant des déformations et des contraintes internes qui rendent nécessaires des opérations complémentaires sans valeur ajoutée (usinages, traitements thermiques de stabilisation, etc.);
- une température maximale de service insuffisante et donc incompatible avec son utilisation dans une machine outil.

Le ciment donne lieu aux bétons hydrauliques dont on a constaté des faiblesses (paragraphe 2.5). Il ne reste donc que les résines thermodurcissables et quelques monomères thermoplastiques. Parmi eux, on trouve quatre familles de résines qui sont liquides à température ambiante [Fowler, 1999], [ACI, 1992]:

- Polyuréthane (PUR)
- Polyester insaturé (UP)
- Methyl methacrilate (MMA)
- Epoxy (EP)

Le tableau 3.4 montre les caractéristiques de ses résines [Cebon, 2001], [ACI, 1992].

Propriété	EP	PUR	UP	MMA
Viscosité à température ambiante	Basse - Haute	Moyenne	Moy. – haute	Très basse
Résistance à compression (MPa)	100-170	66-73	140-210	70-130
Résistance à traction (MPa)	45-90	69-76	40-90	50-80
Module de Young (GPa)	2,3-3,1	4-4,3	2-4,5	2,2-3,8
Coefficient de dilatation thermique ($\times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$)	58-117	90-92	99-180	72-162
Chaleur massique (J/kg·K)	1490-2000	1680-1750	1500-1570	1480-1600
Conductivité thermique (W/m·K)	0,2-0,5	0,3	0,3	0,1-0,25
Contraction volumique (%)	3-5		8-12	8-12
Contraction à la Tg (%)	0,2-1	0,2-1	3-4	3-5
Résidu (%)	Aucun	Aucun	2-6	1-3
Adhérence aux céramiques	Très bonne	Bonne	Bonne	Bonne
Adhérence à l'acier	Très bonne	Très bonne	Bonne	Moyenne
Vie en pot (minutes)	30-60		15-40	20-40
Température de service max.	120-180	88-93	110-130	42-57

Tableau 3.4 Caractéristiques matrices polymère [Cebon, 2001]

Au regard de la contraction des polymères, on constate que celle-ci est supérieure à celle du ciment (1% [Fernández Canovas M., 989]). Toutefois, Watanabe [Watanabe, 1981] montre que la moitié de cette contraction se produit quand le polymère se trouve en phase liquide, elle ne produit donc pas de contraintes internes.

Cependant, dans le cas des résines UP et du MMA, la contraction au voisinage du T_g est entre 3 et 5 fois plus grande que dans le cas des époxydes et donnent lieu à des contraintes internes très élevées.

Du point de vue moulabilité, le MMA est le meilleur en raison surtout de sa faible viscosité. Cependant, le MMA ainsi que les UP présentent divers problèmes:

- exothermie élevée produisant de fortes contraintes internes, des fissurations et une faible adhérence aux inserts métalliques;
- forte contraction, rendant impossible l'obtention de pièces finies avec les tolérances requises dans le domaine de la machine outil;
- durée de vie en pot réduite, ce qui empêche ou gêne l'obtention de pièces très massives.

Il a été montré [May, 1973], [Gaul, 1988] que le module d'élasticité, la résistance au fluage et l'adhésion aux cailloux diminuent considérablement quand la température de la résine arrive à 10°C en dessous de la HDT (Heat Deflection Temperature). Localement, la température des machines outils peut atteindre 80°C. Il est donc nécessaire que la résine ait une HDT ou une température maximale de service supérieure à 90°C. Pour cette raison le MMA et le PUR doivent être rejetés.

Les résines époxydes se présentent donc comme le meilleur compromis, présentant les avantages suivants:

- exothermie faible;
- contraction minimale au voisinage du T_g ;
- durée de vie en pot élevée;
- très bonne adhésion avec les cailloux et les inserts métalliques;
- bonne résistance aux agents chimiques;
- faible contraction totale;
- tenue à hautes températures supérieure à celle des polyesters;
- bonne résistance aux chocs thermiques;
- bonne résistance à l'abrasion;
- fluage inférieur à celui du polyester;

- bonne résistance aux alcalis, acides, huiles et solvants.

Cependant cette résine a un important handicap: le prix, il convient donc de réduire au maximum son utilisation.

On cherchera par conséquent une combinaison cailloux-résine époxy dont les quantités et le type de mélange reste à définir.

3.2.2.- Validation de la conception du multimatériaux

Dans cette section, le potentiel d'utilisation des différents constituants dans le développement d'un composite va être évalué. Mais les propriétés réelles des multimatériaux seront obtenues à partir des essais, et ne seront donc pas abordées ici. Ainsi, les lois d'homogénéisation qui vont être utilisées ici seront prises parmi les plus simples de la littérature et serviront à évaluer les tendances des propriétés les plus importantes concernant le comportement du bâti (tableaux 2.2 et 2.3).

Avec le but de faciliter l'interprétation au lecteur, et en prenant en compte les résultats obtenus dans le paragraphe 3.2.3, les valeurs obtenus avec les modèles micromécaniques utilisées ici ont été représentées par une étoile dans les figures suivantes, montrant l'évolution de chaque propriété.

Module d'élasticité

La méthode la plus employée pour la prédiction des propriétés élastiques est la loi des mélanges [Timoshenko, 1970], qui considère que les propriétés du composite se situent entre les réponses de deux modèles basiques: parallèle et série (iso-déformation et iso-contrainte respectivement). L'application de ces modèles simples donne les limites supérieure et inférieure du module d'élasticité du matériau composite:

$$\text{Limite supérieure (iso-déformation): } E_c = E_r \cdot V_r + E_m (1 - V_r)$$

$$\text{Limite inférieure (iso-contrainte): } \frac{1}{E_c} = \frac{V_r}{E_r} + \frac{(1 - V_r)}{E_m}$$

ou E_c , E_r et E_m , sont respectivement les modules d'élasticité du composite, du renfort et de la matrice, et V_r la fraction volumique de renfort.

Ces modèles sont très simples à utiliser mais ils ont une utilité limitée, car les valeurs qu'ils donnent sont très différentes. Ces limites se rapprochent quand les deux

phases ont des modules d'élasticité proches, mais quand le module d'élasticité du renfort est beaucoup plus élevé que celui de la matrice, les limites données par la loi des mélanges sont trop différentes. Des limites plus réalistes ont été proposées par Hashin et Strikman [Hashin, 1963] et Kerner [Kerner, 1956]. Kerner considère des sphères dispersées dans une matrice. Nielsen [Nielsen, 1970 et 1972] adapte ce modèle au cas où le rapport des rigidités renfort-matrice est élevé:

$$E_c = E_m \left[\frac{1 + A.B.V_r}{1 - B.V_r} \right]$$

où

$$A = \frac{7 - 5.v_m}{8 - 10v_m}, \quad \text{et} \quad B = \frac{\frac{E_r}{E_m} - 1}{\frac{E_r}{E_m} + A}$$

et v_m étant le coefficient de Poisson de la matrice.

Cependant, ces modèles sont applicables quand la fraction volumique de renfort est faible (<50%). Pour le cas où le pourcentage de renfort serait élevé, on a développé dans ce qui suit un modèle simple. Le renfort est entouré par une faible couche de matrice (figure 3.8). En supposant une fraction volumique de renfort V_r , le module d'élasticité du composite sera évalué en prenant en compte un modèle mixte (série et parallèle) (figure 3.9):

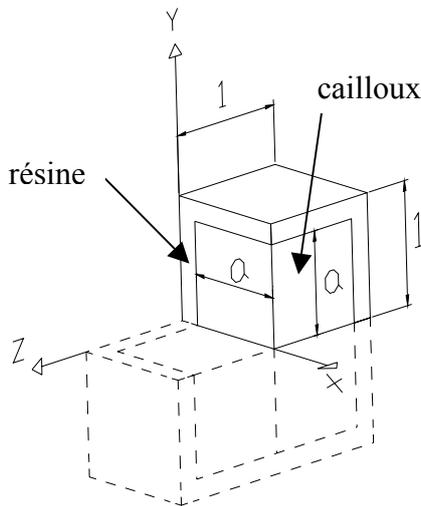


Figure 3.8. VER du béton polymère.

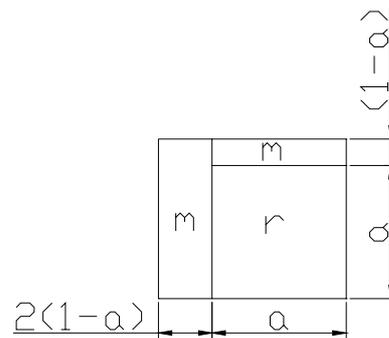


Figure 3.9. Détermination du paramètre a .

$$E_c = \frac{E_r \cdot E_m}{a \cdot E_m + (1-a) \cdot E_r} \cdot \frac{a}{(2-a)} + E_m \cdot \left(1 - \frac{a}{2-a}\right)$$

avec : $a = \sqrt[3]{V_r}$

La figure 3.10 montre l'évolution du module d'élasticité prédit par les différents modèles, en fonction du pourcentage en volume de renfort. L'étoile indique la valeur du composite à réaliser ($E \geq 34$ GPa)(voir 3.2.3).

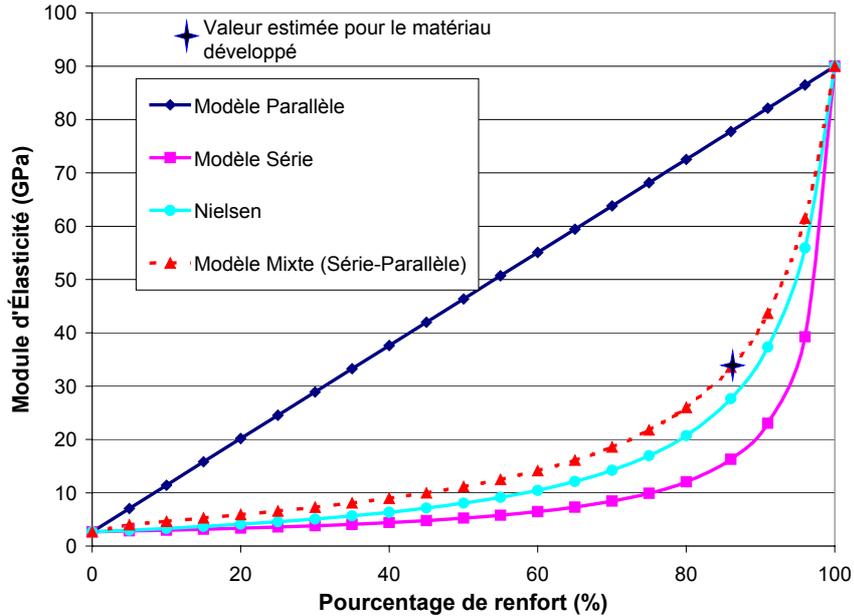


Figure 3.10. Module d'élasticité.

Masse volumique

Quand une fraction volumique V_r de renfort de masse volumique ρ_r est mélangé à une fraction volumique $(1 - V_r)$ de matrice de masse volumique ρ_m , et si l'existence de porosité est négligée, la masse volumique du composite peut être calculée avec la loi des mélanges:

$$\rho_c = V_r \cdot \rho_r + (1 - V_r) \cdot \rho_m$$

La géométrie ou la forme du renfort n'a aucune influence sur la valeur de la masse volumique de la combinaison.

Chaleur massique

La chaleur massique d'un solide à pression constante est pratiquement égale à la chaleur massique à volume constant. Si les deux valeurs étaient identiques, la chaleur

volumique du composite pourrait aussi être calculée exactement avec la loi des mélanges comme dans le cas de la masse volumique:

$$\rho_c \cdot c_c = V_r \cdot \rho_r \cdot c_r + (1 - V_r) \cdot \rho_m \cdot c_m$$

Une petite différence peut néanmoins apparaître en raison de la dilatation thermique qui provoque des concentrations de contraintes provoquant des contraintes locales dans les constituants et donc des changements locaux de chaleur massique [Budiansky, 1970], [Rosen, 1970]. Cet effet est très faible et sera donc négligé dans le cas de cette étude.

Coefficient de dilatation thermique

Dans un multimatériau, un changement de température produira des déformations thermiques menant au développement de contraintes internes si les coefficients de dilatation thermique des phases sont différents. La déformation générale de chaque phase sera alors due à la combinaison des effets thermiques et mécaniques. La détermination du coefficient de dilatation thermique d'un composite exige donc la connaissance de ces champs complexes d'effort et de contrainte. Ces champs dépendent de la forme (particule, fibre courte ou longue), de la distribution spatiale des renforts de leurs fractions volumiques et des caractéristiques mécaniques des constituants.

Des valeurs limites des coefficients de dilatation des multimatériaux ont été obtenues par Levin [Levin, 1967], Rosen et Hashin [Rosen, 1970], Schapery [Schapery, 1968] et Halpin [Halpin, 1969]:

- pour la borne inférieure α_{ci} [Levin, 1967]. Ce modèle correspond à la loi des mélanges quand les modules d'élasticité sont identiques:

$$\alpha_{ci} = \frac{E_r \cdot \alpha_r \cdot V_r + E_m \cdot \alpha_m \cdot (1 - V_r)}{E_r \cdot V_r + E_m \cdot (1 - V_r)}$$

- pour la borne supérieure α_{cs} [Schapery, 1968]. Un modèle a été obtenu pour les composites à renfort unidirectionnel:

$$\alpha_{cs} = V_r \cdot \alpha_r \cdot (1 + \nu_r) + (1 - V_r) \cdot \alpha_m \cdot (1 + \nu_m) - \alpha_{ci} \cdot (V_r \cdot \nu_r + (1 - V_r) \cdot \nu_m)$$

où ν_m et ν_r sont respectivement les coefficients de Poisson de la matrice et du renfort et α_c , α_r , α_m les coefficients de dilatation thermique du composite, renfort et matrice respectivement.

Il est à noter que ces bornes proposent des coefficients très différents pour un pourcentage de renfort donné alors que dans le cas du comportement du bâti étudié, le coefficient de dilatation thermique a une influence très importante sur ses performances (annexe 3). On a donc développé un modèle mixte (série et parallèle) pour mieux approcher le coefficient de dilatation (figure 3.8 et 3.9) d'un composite à renfort granulaire. Si l'on considère le cas particulier où le module d'élasticité du renfort est très supérieur à celui de la matrice, la déformation élastique sera pilotée par le module d'élasticité du renfort, et le coefficient de dilatation thermique peut être obtenu par l'expression suivante:

$$\alpha = a.\alpha_r + (1-a).\alpha_m$$

avec : $a = \sqrt[3]{V_r}$

V_r = volume de renfort

Dans la figure 3.11 on peut voir les trois modèles proposés ainsi que la valeur à attendre pour un 86% en poids de renfort (voir 3.2.3).

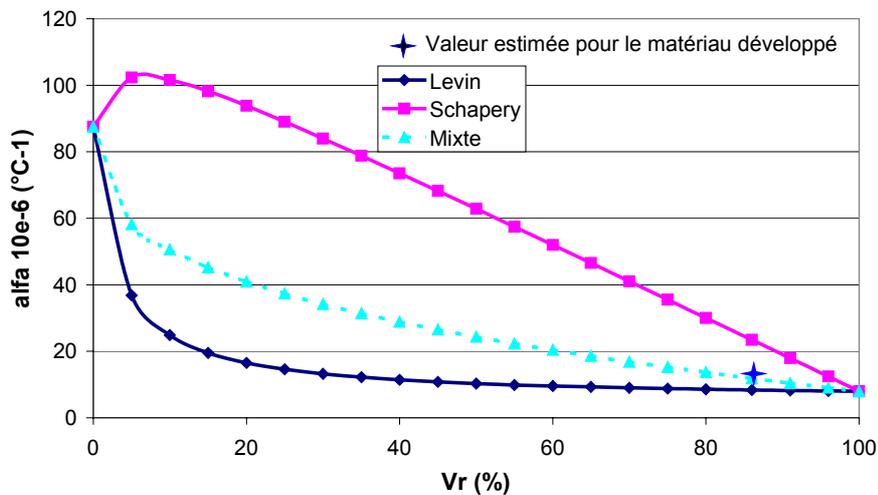


Figure 3.11. Coefficient de dilatation thermique

Conductivité thermique

La conductivité thermique λ permet de déterminer le flux de chaleur en régime permanent. La conductivité thermique dépend non seulement des conductivités des constituants mais aussi de la qualité du contact entre eux. Si l'on considère un contact parfait, la conductivité peut être obtenue à partir des valeurs de la conductivité du renfort (λ_r) et de la matrice (λ_m). Les bornes de cette grandeur ont été obtenues par Hashin et Strikman [Hashin, 1963] et Rosen et Hashin [Rosen, 1970]. La borne

supérieure est obtenue dans le sens longitudinal pour un composite à renfort continu unidirectionnel. Dans ce cas, la conductivité thermique parallèle à la fibre est donnée par la loi des mélanges:

Borne supérieure:

$$\lambda_c = V_r \cdot \lambda_r + (1 - V_r) \cdot \lambda_m$$

La conductivité thermique transversale du même composite donne la borne inférieure:

Borne inférieure [Maxwell, 1892]:

$$\lambda_c = \lambda_m \cdot \left(\frac{\lambda_r + 2 \cdot \lambda_m - 2 \cdot V_r \cdot (\lambda_m - \lambda_r)}{\lambda_r + 2 \cdot \lambda_m + V_r \cdot (\lambda_m - \lambda_r)} \right)$$

Les composites à renfort de particules ont une conductivité thermique proche des bornes inférieures [Ashby, 1993].

La figure 3.12, montre l'évolution de la conductivité thermique. La valeur prédit pour le matériau développé a été prise comme la valeur moyenne des deux bornes.

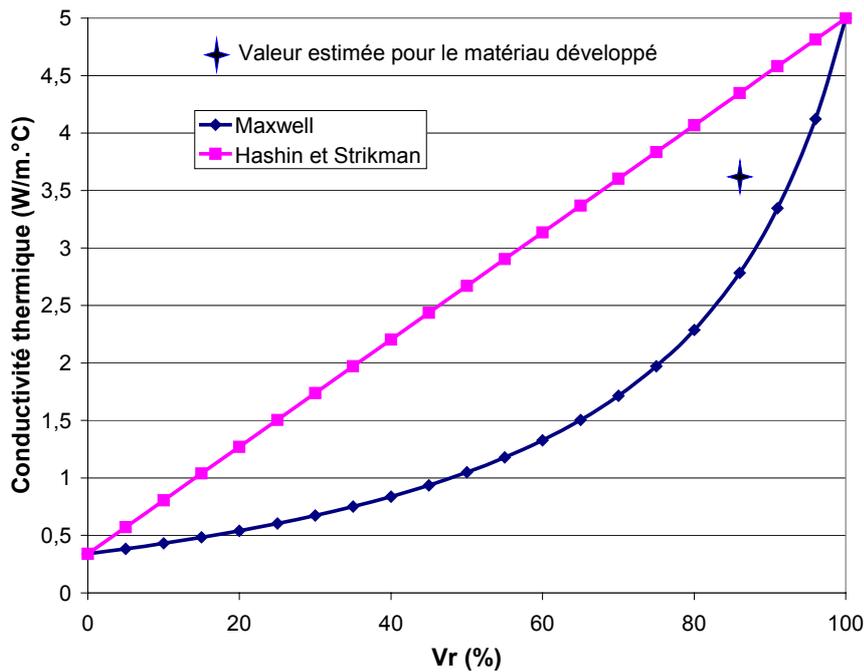


Figure 3.12. Conductivité thermique.

Facteur de pertes

De manière générale, l'amortissement d'un matériau ou d'une structure est significatif de tous phénomènes conduisant, à l'intérieur d'un élément de volume, à une

dissipation d'énergie lorsque le matériau ou la structure est soumis à des sollicitations dynamiques.

Pour les matériaux composites à renforts fibreux, l'amortissement est principalement dû à une combinaison des mécanismes suivants [Sun, 1987]:

- comportement viscoélastique de la matrice et/ou de la fibre pouvant entraîner éventuellement une production de chaleur;
- dissipation causée par un endommagement microscopique (décohésion fibre-matrice) ou macroscopique (délaminage) dans le composite;
- frottement de Coulomb dû au glissement de l'interface fibre-matrice lorsque le matériau est partiellement endommagé.

Il est donc évident que la dissipation d'énergie d'un composite dépend non seulement de la nature et des pourcentages des composants mais aussi de l'architecture du renfort.

Ainsi, Hashin [Hashin, 1970] montre que dans le cas où les particules sont sphériques et le ratio entre les modules d'élasticité du renfort et de la matrice est très élevé, le facteur de pertes du composite est presque égal à celui de la matrice. Pour la résine époxy on obtient $\eta = 2\%$ [Cebon, 2001].

3.2.3.- Etude de variabilité et optimisation des propriétés du multimatériaux choisi

D'après les résultats obtenus dans le chapitre 2, on a constaté que les performances thermiques et dynamiques du bâti peuvent être représentées par les indices de performance I_{dyn} et I_{th} . La fonte étant le matériau le plus répandu dans la fabrication des bâtis, pour améliorer le comportement thermique et dynamique du bâti il nous faut définir un matériau ayant $I_{dyn} < (I_{dyn})_{fonte} = 71 \mu m$ et $I_{th} < (I_{th})_{fonte} = 57,7 \mu m$.

La recherche de combinaisons de matériaux réalisée dans le paragraphe 3.2.1, nous conduit vers un composite cailloux-matrice époxyde. Dans ce paragraphe, à partir des caractéristiques de ces matériaux et en prenant en compte les modèles micromécaniques rappelés dans le paragraphe précédent les spécifications du béton-polymère à réaliser seront définies.

Les propriétés physiques des cailloux (composition minéralogique, densité, structure, porosité, perméabilité, dureté, degré d'endommagement, etc.) ont une importance décisive sur leurs caractéristiques thermomécaniques. Ces propriétés

physiques étant le résultat de la genèse, des conditions et des processus géologiques et tectoniques agissant sur les roches tout au long de leur vie [Gonzalez de Vallejo, 2002], on trouve des comportements mécaniques très différents pour des roches.

Etant donné qu'une des propriétés les plus intéressantes des cailloux est leur bas prix, il y a un intérêt tout particulier à utiliser les cailloux se trouvant dans les environs des fabricants de bâtis. Les cailloux choisis dans cette étude sont, le basalte et la silice (voir annexe 5). Dans le tableau 3.5 on trouve les caractéristiques des cailloux choisis [Fernandez Canovas, 1989], [Jiménez Salas,], [Roux, 1982], ainsi que les caractéristiques de la résine époxy [Cebon, 2001].

	E (GPa)	ρ (Kg/m³)	$\alpha \cdot 10^{-6}$ (°C⁻¹)	λ (W/m·°C)	C (J/kg·°C)	Facteur de pertes (%)
Basalte	100	2800	7	1,5	760	
Silice	45	2650	8	5	760	
Résine époxy	2,7	1250	87,5	0,34	1750	1,83

Tableau 3.5. Caractéristiques des constituants.

À partir des modèles décrits dans le paragraphe 3.2.2 et les caractéristiques du tableau 3.5, il est possible de prédire les caractéristiques du béton polymère à développer (tableau 3.6). Ici, on se trouve devant un problème avec plusieurs contraintes, cependant on considère que l'astreinte raideur est dans ce cas la plus critique.

Pour garantir la raideur minimale il nous faut un module d'élasticité de 34 GPa, conduisant à une épaisseur nécessaire de 162 mm. Il en résulte qu'en prenant le modèle micromécanique décrit précédemment, il nous faut un pourcentage de cailloux de 86%. D'après ce pourcentage de renfort et en prenant en compte les modèles micromécaniques décrites dans le paragraphe 3.2.2 on obtient les caractéristiques du béton polymère (tableau 3.6).

	E (GPa)	ρ (Kg/m³)	$\alpha \cdot 10^{-6}$ (°C⁻¹)	λ (W/m·°C)	C (J/kg·°C)	Facteur de pertes (%)
Béton polymère	34	2500	11,9	3,56	830	1,83

Tableau 3.6. Caractéristiques du béton polymère développé.

Les indices de performance I_{dyn} et I_{th} ont été évalués à partir des modèles d'éléments finis (annexes 3 et 4):

$$(I_{dyn})_{\text{béton polymère}} = 0,1\mu\text{m} < (I_{dyn})_{\text{fonte}} = 71\mu\text{m}$$

$$(I_{th})_{\text{béton polymère}} = 27,8\mu\text{m} < (I_{th})_{\text{fonte}} = 57,7\mu\text{m}$$

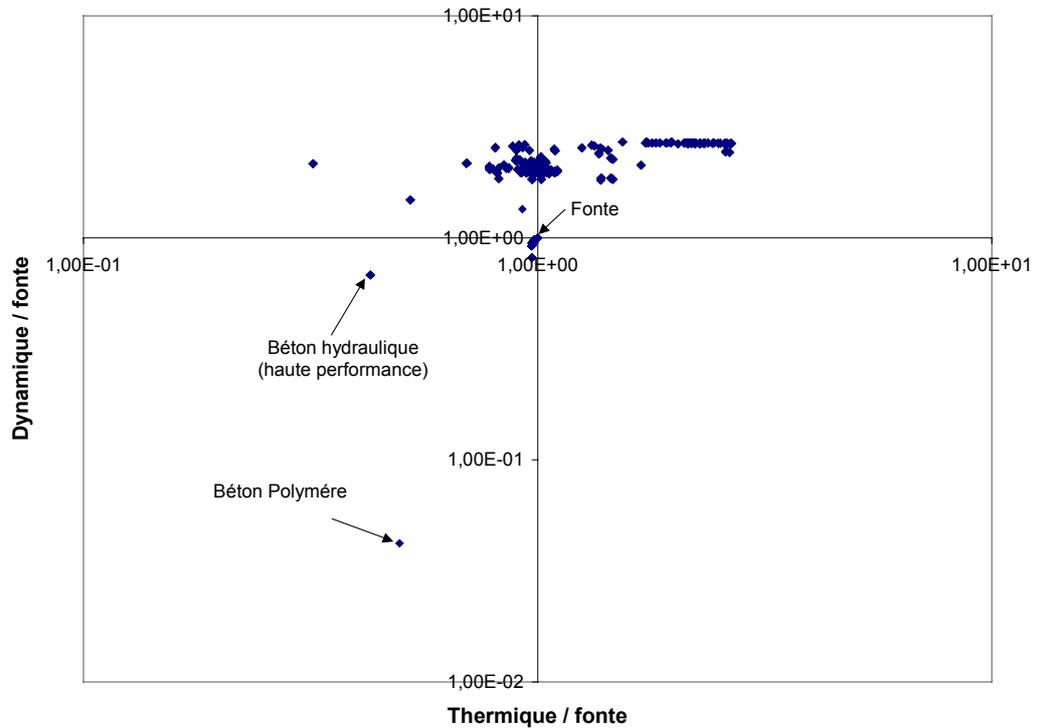


Figure 3.13. Diagramme de Pareto des exigences thermomécaniques et dynamique relatifs à celles de la fonte .

On constate (figure 3.13) que la solution trouvée améliore le comportement dynamique et thermique du bâti par rapport à la fonte. Cependant, le béton hydraulique reste encore une meilleure solution du point de vue du comportement thermique.

3.3.- Evaluation des conditions de mise en œuvre du multimatériaux

3.3.1.- Procédé d'élaboration envisageable

Le béton polymère est le résultat du mélange des cailloux avec un polymère. L'intérêt d'avoir un maximum de compacité (paragraphe 4.1.1.2) nous amène à l'utilisation de plusieurs tailles de grains, à son malaxage et son compactage, sans oublier la nécessité d'introduire dans le mélange la résine servant de liant aux granulats.

Deux technologies sont envisageables :

- malaxage conjoint;
- malaxage complètement séparé.

Malaxage conjoint

Cette méthode est la plus utilisée pour le béton hydraulique. Dans ce cas, les granulats et la résine sont tout d'abord mélangés entre eux. Le moule de la pièce à obtenir est postérieurement rempli avec le mélange obtenu. Finalement le moule est vibré de façon à compacter la masse.

Malaxage complètement séparé (Fully Separated Technology) [Elfimov, 1995]

Ici, les différents granulats sont introduits dans le moule. L'ensemble est vibré jusqu'à arriver au compactage désiré de la masse de granulats. Ensuite, la résine est introduite dans le moule avec l'aide du vide. La réalisation du vide a deux objectifs: éliminer d'une part l'air et d'autre part produire l'entraînement de la résine dans la masse de granulats, produisant son imprégnation.

Discussion

La technologie complètement séparée présente plusieurs avantages par rapport à la technologie conjoint:

- le pourcentage de résine peut être mieux contrôlé;
- le pourcentage de résine peut être inférieur;
- réduction d'émissions dans l'air car tout le procès peut être réalisé en moule fermé.

Cependant cette technologie présente des inconvénients importants dans le cas de la fabrication de pièces massives de grandes dimensions (cas du bâti):

- procès d'imprégnation très long;
- besoin d'une étude complexe préalable, du remplissage de la résine permettant la définition des points de réalisation du vide, car il s'agit de pièces de grandes dimensions et très massives;
- besoin de moules étanches très chers, limitant l'utilisation du béton polymère au cas des grandes séries;
- besoin d'installations plus onéreuses;

- technologie peu ou non utilisée pour la réalisation des grandes pièces.

Conclusions

En prenant en considération toutes ces données dans ce travail, la méthode de malaxage conjoint a été retenue. Cette méthode peut être réalisée de façon continue ou par lots. Pour une fabrication en série il est bien sûr plus intéressant d'avoir une production de béton en continu. Cependant, dans cette étude, la fabrication par lots a été utilisée en raison d'un besoin d'investissement beaucoup plus faible.

L'équipement utilisé doit en tout cas remplir les conditions suivantes:

- le dosage de chaque composant doit pouvoir être fait le plus précisément possible.
- le malaxage doit être homogène et sans dégradation des matières premières, même dans le cas où il y aurait une très grande différence de densité entre les constituants (cas des cailloux et de la résine);
- le nettoyage de tout l'équipement doit être simple et rapide car la résine est un très bon adhésif;
- le procédé de fabrication doit pouvoir être adapté à des changements de formulation;
- le système de compactage doit être assez efficace pour être capable d'éliminer les vides dans la masse sans produire de ségrégations.

Il est ainsi nécessaire de mettre au point un système de fabrication formé par:

- le système de malaxage;
- la table de compactage;
- le moule.

Les paramètres les plus importants caractérisant le compactage sont [Salla, 1987]:

- la fréquence de compactage,
- le niveau d'accélération,
- le temps de compactage.

3.3.2.- Estimation des coûts du procédé – Rapport avantages/prix.

À cet état de l'étude, il est très difficile de faire une estimation précise des coûts de manière à pouvoir comparer le rapport avantages/prix du béton avec celui de la fonte. En effet, pour chaque solution il faut prendre en compte le coût total:

- le prix de la matière première;
- le coût d'amortissement des moules;
- le coût énergétique de production;
- le coût d'amortissement des installations (systèmes de dosage des composants, malaxeur et compactage);
- le coût des inserts;
- la main d'œuvre.

À ce moment-la, l'estimation du prix de la matière première du béton polymère en production ne peut être très précise car le prix de la résine dépend beaucoup des quantités que l'on achète et son prix représente presque 90% du prix total de la matière première du béton polymère. Comme première estimation et pour un pourcentage de résine en volume de 84% le prix obtenu est de 0,6 Euro/kg, c'est à dire égal au prix de la fonte.

Cependant, le coût des moules est plus élevé dans le cas du béton polymère que dans le cas de la fonte. En effet, les précisions demandées au béton polymère ainsi que la dégradation du moule provoquée dans le démoulage exige l'utilisation de moules métalliques. Cependant, la fonte exige des opérations qui ne sont pas nécessaires ou sont moins importantes que dans le cas du béton polymère:

- des traitements d'élimination des contraintes internes;
- des opérations d'usinage, car dans le cas du béton polymère il est possible d'obtenir des pièces finies sans besoin d'usinage ultérieur (utilisation de gabarits dans des processus de réplique);
- des opérations d'assemblage des tuyaux hydrauliques et de guidage de fils électriques peuvent être mis en place directement dans le béton polymère avant son moulage;
- des opérations de peinture.

En général on constate que:

- le prix de la matière première est égal ou peut être supérieur à celui de la fonte;

- le coût de finition des pièces en fonte (usinage, peinture, traitements thermiques) est nettement supérieur à celui du béton polymère;
- le coût des moules est supérieur dans le cas du béton polymère;
- le coût global de la pièce finie en béton est égal ou inférieur à la pièce en fonte;
- le délai de fabrication d'une pièce en fonte est très supérieur à celui du béton polymère.

3.3.3.- Evaluation des possibilités de recyclage du multimatériaux

L'utilisation de résines thermodurcissables dans les bétons polymères donne lieu à des composites qui ne peuvent pas être séparés par fusion de la matrice. La matrice n'est pas donc recyclable. Ainsi, il ne reste que deux possibilités de recyclage de ce type de composite [Buggy, 1995]:

- le broyage du composite de façon à obtenir un matériau qui peut être utilisé comme charge. C'est la méthode traditionnelle de récupération des composites à matrice thermodurcissable [Ercom, 1991],
- la séparation de la matrice du renfort. Dans ce cas, la matrice est gonflée grâce à l'utilisation de solvants adéquats. Le gonflement de la matrice provoque l'apparition de fissures et ultérieurement la séparation de la matrice du renfort. Des possibilités plus prometteuses trouvées dans la littérature incluent l'acétone, le dichloroéthane, l'acétate éthylique, le chlorure de méthylène et le toluène [Kaplan, 1991].

Dans le cas du béton polymère, il s'agit d'un matériau où le composant le plus cher est la matrice, dont le pourcentage est très petit. La séparation de la matrice et des cailloux n'a aucun intérêt économique.

Cependant, son utilisation comme matériau broyé est très intéressante pour des applications dans le bâtiment et les travaux publics, soit comme matériau de remplissage, soit comme matière première.

D'autre part, la réutilisation comme charges des produits de rebut de FRP à l'état broyé s'est révélée très efficace [Rebeiz, 1994]. Finalement, l'obtention des résines à partir du recyclage des produits plastiques (par exemple l'obtention de résine polyester à partir du PET provenant des bouteilles [Rebeiz, 1994]) permet, d'une part, de réduire le prix des résines et, d'autre part d'augmenter le cycle de vie des plastiques.

Les bétons polymères se présentent donc comme des produits pouvant être employés pour la réutilisation, le recyclage et l'encapsulation des déchets d'autres industries.

3.4.- Conclusions

La démarche qui a été proposée dans ce chapitre peut être schématiquement représentée par un organigramme (figure 3.6) où la conception reprend pour l'essentiel une démarche de conception de produit

Dans le chapitre précédent, seul le béton hydraulique peut être une solution améliorant le comportement thermique et dynamique du bâti réalisé en fonte. Or, celui-ci a des inconvénients rendant son utilisation très discutable.

Une analyse des fonctions de la matrice et des cailloux du béton hydraulique, montre qu'on peut faire une partition de son CdC, car les fonctions de ces deux matériaux sont très différentes. La recherche d'une matrice qui résout les problèmes du ciment nous a amené vers la résine époxy.

À partir des modèles micromécaniques, on a déduit les caractéristiques d'un béton polymère avec les caractéristiques recherchées. L'utilisation des indices de performance développés dans le chapitre 2 montrent que le comportement thermique et dynamique d'un bâti fabriqué en béton polymère est nettement meilleur que celui de la fonte.

La nécessité de combiner des matériaux conduit à rechercher et définir simultanément les principaux aspects d'un procédé d'élaboration permettant obtenir le matériau désiré.

D'autre part, il faut évaluer le coût de la solution. Même si on considère qu'on se trouve dans une étape très en amont du procès de développement, la solution en béton polymère s'avère comme une solution concurrente de la fonte, surtout si l'on prend en compte tout le cycle de production.

Finalement et avec un esprit de croissance soutenue, le béton polymère présente des avantages du point de vue environnemental, de sécurité et d'hygiène. Ainsi, les déchets de production sont nuls (ce n'est pas le cas de la fonte) et le coût énergétique pendant tout le cycle de vie est nettement inférieur à celui de la fonte.

Références bibliographiques

- ACI 503.5R-92**, Guide for the Selection of Polymer Adhesives with Concrete, ACI Committée 503 (ACI 503.5R-92), (1992)
- AFAV**, Glossaire de l'analyse de la valeur, Office des publications officielles des Communautés européennes, (1991)
- Altshuler G.S.**, Creativity as an Exact Science: The Theory of the Solution of Inventive Problems, Gordon and Breach Science Publishers, New York, (1984)
- Ashby M.F.**, Criteria for selecting the components of composites, Acta metal. Mater., Vol 41, No. 5, pp.1313-1335, (1993)
- Bocquet J.C.**, Modèles fonctionnels:QFD, Cinquième colloque sur la conception mécanique intégrée (PRIMECA),(1997)
- Budiansky B.**, J.Comp.Mater.,4,286, (1970)
- Buggy M., Farragher L., Madden W.**, Recycling of composite materials, Journal of Materials Processing Technology 55 pp. 448-456, (1995)
- Cavalluci D.**, TRIZ: l'approche altsullerienne de la créativité, Techniques de l'Ingénieur, traité Génie industriel, A 5 211, pp. 1-18, (1999)
- Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L.**, Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd., (2001)
- Chuck Zhang J.G., Liang Z., Wang B., Simpson J.**, Resin Transfer Molding Process Optimization Using Numerical Simulation and Design of Experiments Approach, Polymer Composites, February 2003, Vol.24, N°1, (2003)
- Clapp T., Slocum M.**, Solving the Problems of Particle Filled Fibers TRIZ Methodology, http://www.triz-journal.com/archives/99oct/99oct_article4/99oct_article4.html, (1999)
- Clausing D.P.**, Total Quality Development: a step-by-step guide to world class concurrent engineering, ASME Press, New York, (1994)
- Czarnecki L.**,The status of Polymer Concrete, Concrete International, July, (1985)
- Echepare R., Llorente J.I., Esteban D.**, On the application of the QFD methodology to machine tool performance improvement in the design stage, Proceedings of the International Seminar on Improving machine tool performance, Vol.I, pp. 105-116, San Sebastian, (1998)
- Elfimov V.A.**, Fully separated technology of polymer concrete, Structural Application ICPIC VIII International Congress on Polymers in Concrete, Ostende (Belgium), 3-5 July, pp 363-367, (1995)
- Ercom**, Thermosets get in on the recycling act, European Plastics News, (1991).
- Fernández Canovas M.**, Hormigón, Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, (1989)
- Fowler D.W.**, Polymers in concrete: a vision for the 21st century, Cement&Concrete Composites, pp.449-452, (1999)
- Gaul R.W.**, State of the art adhesives for concrete constructions, Construction Canada, V.30, No.3,pp.15-20, May, (1988)
- Gillon F., Brochet P.**, L2EP, École Centrale de Lille, IEEE Transactions on magnetics, Vol.34, N° 5, September, (1998)
- Gogu G.**, Méthodologie d'innovation: la résolution des problèmes créatifs, Deuxième Université d'Automne PRIMECA, Modelisation des processus de conception, Nancy Octobre, (1999)
- Gonzalez de Vallejo L.I.**, Ingeniería Geológica, Prentice May, (2002)
- Halpin J.C.**, J. Comp. Mater. 3,732, (1969)

- Hashin Z.**, Complex moduli of viscoelastic composites-I. General theory and application to particulate composites, *Int.J.Solids Structures*, Vol.6,pp. 539-552, Pergamon Press, (1970)
- Hashin Z.V.I., Strikman S.**, *J.Mech.Phys.Solids*, 11, p.127, (1963)
- Jiménez Salas J.A., de Justo J.L.**, *Geotecnia y cimientos I "Propiedades de los suelos y de las rocas"*, Ed. Rueda,
- Kaplan M.L.**, Solvent penetration in cured epoxy networks, *Polymer Eng. Sci.*, 31 (10) pp.689-698, (1991)
- Kerner E.H.**, *Proc. Phys. Soc. (B)*, 69, pp.802-808, (1956)
- Kromm F.X.**, Contribution à la définition d'une démarche de conception de multimatériaux: Application à la mise en œuvre d'un réservoir permettant le déconfinement de matières énergétiques, Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, (2002)
- Kunjur A., Krishnamurti S.**, A robust multi-criteria optimisation approach, *Mechanism and Machine Theory*, Vol.32, No. 7,pp. 797-810, (1997)
- Landru D.**, Aides informatisées à la sélection des matériaux et des procédés dans la conception des pièces de structure, Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, (2000)
- Lauroz R., Ray P., Gogu G.**, From classical machining to high speed machining: Comparative Analysis, *Proceedings of the International Seminar on Improving machine tool performance*, Vol.I, pp. 105-116, San Sebastian, (1998)
- León-Rovira N., Aguayo H.**, A new Model of the Conceptual Design Process using QFD/FA/TRIZ, http://www.triz-journal.com/archives/98jul/98jul_article4/98jul-article4.html, (1998)
- Levin V.M.**, *Mekhanika Tverdogo Tela* 2, 88 (English translation: *Mechanics of Solids* 2, 58), (1967)
- Maxwell J.C.**, *A treatise on Electricity and Magnetism*, Vol. 1, p.440, Reprinted by Oxford University Press, London, (1892)
- May, Clayton A., Tanaka Y.**, *Epoxy Resins, Chemistry and Technology*, Marcel Dekker Inc., New York, pp.400-407, (1973)
- Million O.**, De l'integration des métiers par les données techniques vers la maîtrise de la modélisation conceptuelle: la méthode V.I.M. (Viewpoints Information Modelling), Thèse de doctorat de l'Université Henri Poincaré, Nancy I, (1998)
- Nielsen L.E.**, *J.Appl.Phys.*, 41, 4626, (1970)
- Nielsen L.E.**, *Mechanical Properties of Polymers and Composites*, Vol.2, Marcel Dekker, New York, (1972)
- Pahl G., Beitz W.**, *Engineering Design: A systematic approach*, Springer, (1988)
- Rebeiz K.S.**, Time-temperature Properties of Polymer Concrete Using Recycled PET, *Cement & Concrete Composites* 17, pp. 119-124, (1994)
- Rebeiz K.S., Yang S., Fowler D.W.**, *ACI Materials Journal*,91,pp-313-319, (1994)
- Rosen B.W., Hashin Z.**, Effective thermal expansion coefficients and specific heats of composite materials, *Int. J. Engng Sci*, 8, 157, (1970)
- Roux J.M.**, Etude de conductivimètres pour les hautes et basses températures (Application à la mesure du flux géothermique dans les sédiments marins), Thèse de Troisième Cycle, ENSAM, (1982)
- Rovira N.L., Aguayo H.**, A new Model of the Conceptual Design Process using QFD/FA/TRIZ, http://www.triz-journal.com/archives/98jul/98jul_article4/98jul-article4.html, (1998)
- Salla J.M., Aguado A.**, Voids and Porosity in composite materials. Factors Affecting the void content in Polyester Resin Concrete, 1st International Congress RILEM From Materials Science to Material Engineering, Paris, September, (1987)
- Schapery R.A.**, Thermal expansion coefficients of composite materials based on energy principles, *J. Comp. Mat.*, 2, 380-404, (1968)

Sorli M., Ruiz J., QFD: Una herramienta de futuro, LABEIN, (1994)

Stone R.B., Wood K.L., Development of a Functional Basis for Design, Journal of Mechanical Design Vol.122, pp. 359-369, ASME, December, (2000)

Sun C.T., Wu J.K., Gibson R.F., "Prediction of material damping of laminated polymer matrix composites". Journal of Material Science, vol.22, p.1006-1012, (1987)

Sunar M., Hyder S.J., Yilbas B.S., Robust design of piezoelectric actuators for structural control, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol.190,pp6257-6270, (2001)

Tegel O., Miller J.L., Grote K.H., Combination of management methods and information technologies for product development processes, Proceedings of the Computers in Engineering Conference and the Engineering Database Symposium, ASME, (1995)

Terninko J., The QFD, TRIZ and Taguchi Connection: Customer-Driven Robust innovation, The ninth symposium on quality function deployment, June 10, pp. 187-194, (1997)

Tichem M., A design coordination approach to design for X, PhD Report, Delft University ISBN 90-370-0163-7, (1997)

Timoshenko S.P., Resistencia de materiales, p.263, Espasa Calpe S.A., Madrid, (1970)

Wang H.T., Liu Z.J., Chen S.X., Yang J.P., Application of Taguchi Method to Robust Design of BLDC Motor Performance, IEEE Transactions on Magnetics, Vol.35, N° 5, September, (1999)

Watanabe A., Yamasaki T., "Studies of hardening shrinkage stress of resin concrete", AAVV Polymers in Concrete; III Congrès International, Koriyama (Japón); Vol.I; pp.435-496, 13-15 May, (1981).

CHAPITRE 4: MISE EN ŒUVRE ET CARACTERISATION DU MULTIMATÉRIAUX

Ce chapitre doit permettre l'évaluation de la validité de l'approche quasi simultanée du type de combinaison des constituants du multimatériaux (architecture, morphologie, proportions...) et du procédé de couplage de ces constituants.

Ainsi, après avoir défini la formulation du béton polymère et la mise au point d'un procédé de mise en œuvre, les principales caractéristiques du béton polymère formulé, constituant les paramètres régissant le comportement du bâti, ont été mesurées.

4.1.- Elaboration du béton polymère

4.1.1.- Formulation du béton-polymère

4.1.1.1.- Sélection des cailloux, de la résine et de la charge

Cailloux (Annexe 5)

Les grains sont des matériaux granulaires inertes, de taille variable (normalement entre 0 et 16mm pour le béton polymère), de nature inorganique (parfois organique), d'origine naturelle ou artificielle conférant au béton sa stabilité en volume, ses caractéristiques (mécaniques et thermomécaniques, durabilité, mise en œuvre,...) et son coût. Selon la grosseur des grains on trouve des:

- cailloux ($20 < D < 200$ mm)
- graviers ($2 < D < 20$ mm)
- sables grossiers ($0,2 < D < 2$ mm)
- sables fins ($20 < D < 200$ μ)
- limons ($2 < D < 20$ μ)
- argiles ($0,2 < D < 2$ μ)

Les grains naturels peuvent être classés en alluvion et roches concassées et broyées (obtenues à partir de roches volcaniques). L'utilisation des grains concassés donne lieu à des bétons dont la mise en œuvre est difficile, mais ils sont plus résistants que ceux provenant d'alluvion par contre plus faciles à mettre en œuvre.

Les aspects à prendre en compte dans la sélection des cailloux sont présentés dans le tableau 4.1.

Aspects négatifs	Aspects positifs
<ul style="list-style-type: none"> * les altérations des minéraux (agents externes) * la rupture et/ou micro-rupture de la roche et/ou des minéraux * la porosité * l'hétérogénéité dans la taille du grain * la présence de sulfures * les produits argileux 	<ul style="list-style-type: none"> * la propreté des grains et/ou minéraux car la présence de poudre est un obstacle à l'adhésion des liants [Ozkul, 1995] * le polissage des grains * l'adhérence de la roche

Tableau 4.1. Aspects à prendre en compte dans la sélection des cailloux.

D'autre part, les cailloux ne doivent pas réagir avec les autres constituants du béton ni avec des agents extérieurs (fluides, etc.).

Il faut aussi considérer l'existence de carrières dans le voisinage du lieu de fabrication du béton. En effet, le prix du transport peut être supérieur à celui des granulats (surtout dans le cas de grains concassés). La recherche des granulats a donc été faite en fonction des minéraux existants dans la Communauté Autonome du Pays Basque (Espagne) et dans les provinces limitrophes. Dans cette région on trouve trois types de roches: quartzites, basaltes, ainsi que des graviers et sables siliceux. Seuls les basaltes, les graviers et sables siliceux sont exploités commercialement.

À partir de ces données, trois types de grains ont été choisis: basalte (San Felices 6-12), et graviers et sables siliceux (Arija 2-6 et S-70).

Pour donner une plus grande compacité et une bonne fluidité au mélange pendant la mise en œuvre, il a fallu utiliser des poudres ($D < 63 \mu\text{m}$). Dans la bibliographie, on trouve divers types de poudre. Ainsi San José [San José, 1996] et Wiele [Wiele, 1991] utilisent du quartz moulu. Dans cette étude, nous avons retenu le carbonate de calcium et le sable siliceux. Leur pourcentage ne peut pas être élevé car ils ont une influence négative sur le comportement au fluage du béton [Staynes, 1984].

Les courbes granulométriques de chaque type de granulats ont été tracées. De la même façon, le pourcentage en eau de chaque type de granulats a été contrôlé car l'eau inhibe l'action adhésive de la résine [Czarnecki, 1980]. Dans le cas d'un pourcentage trop élevé, il faut l'éliminer avant son utilisation. Il a été constaté que les granulats utilisés n'ont pas d'humidité résiduelle et qu'ils peuvent être utilisés directement sans besoin d'étuvage.

Résines

Suite à la sélection des résines réalisée dans le chapitre 3, la résine époxy a été choisie comme matrice pour le béton polymère. Les résines époxydes sont transformées à l'aide de durcisseurs ou d'accélérateurs afin d'obtenir une structure tridimensionnelle infusible. Le choix de la résine et du durcisseur permet de développer les caractéristiques souhaitées pour l'application envisagée. La densité de réticulation est une caractéristique importante des résines époxydes, car elle a une influence sur les principales propriétés (tableau 4.2) [Chrétien, 1986].

Densité de réticulation élevée	Densité de réticulation réduite
Résistance chimique élevée	Souplesse élevée
Bon comportement thermique	Allongement élevé
Haute densité	Résistance au choc élevée
Résistance rupture élevée	Résistance à la fatigue
Rigidité élevée	

Tableau 4.2. Influence de la densité de réticulation sur les caractéristiques de la matrice.

Le système choisi a été la résine Araldite BY 158 et le durcisseur HY 3740 de CIBA GEIGY dans les proportions 100/27. Le tableau 4.3 montre les caractéristiques principales du système polymère utilisé.

	Araldite BY 158	Durcisseur HY 3740	Mélange		
Proportions en masse	100	27			
Viscosité à 25°C (ISO 9371 B) (mPa·s)	280-360	5-20	145		
Masse volumique à 25°C (kg/m³)	1100-1150	890-900			
Temps gélification (min)			165		
Evolution de la viscosité					
Temps (min)	0	30	60	90	120
Viscosité (mPa·s)	130	160	210	290	400

Tableau 4.3. Système époxy utilisée.

Additifs

Deux types d'additifs ont été envisagés: les agents de couplage et les débullants:

- a) Agents de couplage. Les caractéristiques d'interface matrice-granulats ont un rôle important dans les propriétés et caractéristiques finales du béton polymère. Dans l'adhésion de type mécanique, les texture et forme de la surface des granulats déterminent la surface de contact entre les deux matériaux. L'utilisation d'agents de couplage contribue à réaliser un couplage chimique entre le polymère et le granulats. L'agent de couplage est un élément capable d'échange chimique et physique avec la surface inorganique des cailloux et la matrice polymère, de sorte qu'il améliore l'adhésion. A titre d'exemple, les xylènes ont été utilisés d'une manière satisfaisante [Griffiths, 2000]. Ces agents ont une double fonctionnalité dans la même molécule, l'une réagit avec la substance inorganique et l'autre avec la résine. Dans ce travail nous n'avons pas utilisé ce type d'additif.
- b) Les débullants: L'occlusion d'air est un problème typique dans le processus de fabrication des résines liquides; la résine gélifie avant que l'air emprisonné ne s'échappe. L'utilisation d'un additif qui diminue l'incorporation d'air et qui aide à sa sortie rapide peut réduire ce problème [SPI, 1987]. Les agents débullants sont des substances liquides (polymères) qui activent l'interface. Leur fonction est réalisée grâce au gradient de polarité existant entre la résine (polaire) et l'additif (apolaire). Les débullants, mélangés avec la résine forment des gouttes minuscules non dissoutes (micelles). Ces micelles s'orientent à l'interface air/résine créée pendant la formation des bulles d'air. La poussée provoque la montée des micro-bulles, qui coalescent avec d'autres bulles. Grâce à la différence de polarité et à la tension superficielle entre la résine et les micelles de débullant, le film de résine se brise, permettant la sortie de l'air. Finalement, les bulles explosent en surface. Pour cette étude nous avons utilisé le débullant BYK-A 530 de Chemie.

4.1.1.2.- Distribution granulométrique (courbe de Fuller, influence des contributions au mélange...)

La stratégie de formulation revient généralement à définir les proportions des différents granulats pour obtenir une courbe granulométrique proche d'une courbe "idéale". Cette courbe est supposée permettre l'obtention de la compacité maximale. L'optimisation finale est faite par ajustements expérimentaux.

La compacité d'un mélange granulaire est par définition la relation entre son volume solide et son volume total. La prévision de la compacité d'un mélange granulaire est un problème capital pour le béton [Andersen, 1993]. L'intérêt d'avoir un béton compact est double [Fernández Canovas, 1989]:

- d'une part, le maximum de compacité conduit à une plus grande résistance;
- d'autre part, il minimise les espaces vides et permet d'utiliser le moins de liant (cher) possible.

La compacité d'un mélange de grains poly-dispersés dépend de trois paramètres principaux:

- la taille des grains considérés (décrite par la courbe granulométrique);
- la forme des grains (morphologie, état de surface...);
- la façon dont est réalisé l'empilement.

Ils existent plusieurs méthodes d'optimisation de dosages donnant un maximum de compacité. Parmi eux nous allons nous concentrer sur les méthodes qui suivent des lois de la forme (Fuller, Bolomey, Rothfuchs, Hummel, etc.):

$$A = f \left[\left(\frac{d}{D} \right)^n \right]$$

où:

A: fraction volumique des grains passant par le tamis d'ouverture "d"

d: taille du tamis (mm)

D: taille maximum des grains

n: en général fractionnaire.

San José [San José, 1996] a montré que pour le dosage des bétons polymères la courbe de Fuller donne de très bons résultats. Elle donne, dans le cas de cailloux ronds, un pourcentage de vides plus faible. La méthode de Fuller consiste à adapter le mélange des granulats à une courbe idéale (dans ce cas, une parabole) de la forme (figure 4.2):

$$A(\%) = 100 \sqrt{\frac{d}{D}}$$

Il existe aussi une méthode expérimentale basée sur la définition de domaines granulométriques selon la norme DIN-1045, (figure 4.1 et tableau 4.4) que prend en compte la faisabilité et les caractéristiques obtenues pour les différents bétons.

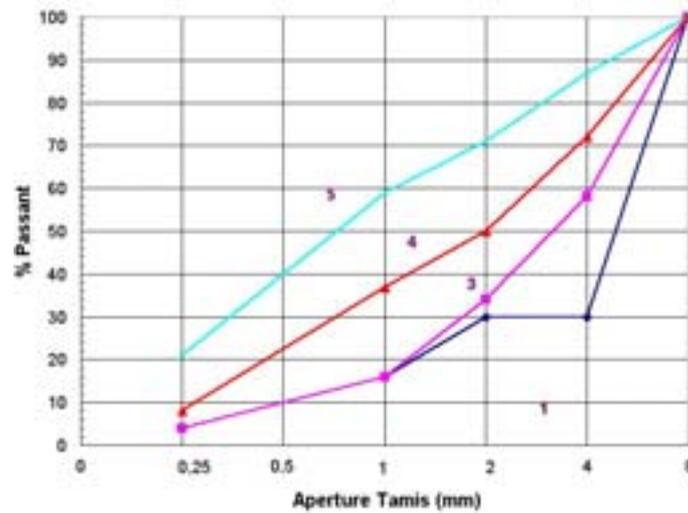


Figure 4.1. Représentation graphique des domaines granulométriques (DIN-1045)

Domaine	Utilisation	Caractéristiques
1	Non convenables	Masses difficiles à mettre en œuvre.
3	Les plus convenables	Masses faciles à mettre en œuvre; bétons résistants
4	Encore utilisables	Bétons peu résistants
5	Non convenables	Ils ont besoin de trop de résine

Tableau 4.4. Domaines granulométriques selon la norme DIN-1045

L'Université Technique "Otto von Guericke" de Magdeburg [Wiele,1991], a modifié ces domaines en traçant deux courbes A8-B8 pour le dosage correct des granulats dans le cas du béton polymère. La courbe de mélange choisie doit se trouver entre les courbes A8 et B8 (figure 4.2).

D'après ces données et en prenant en compte la granulométrie de chaque type de granulats (annexe 5) le mélange optimum a été défini (tableau 4.5 et figure 4.2).

Type de granulat	% en masse
San Felices < 10	20
Arija 2-6	48
S-70	20
Poudre	12
Total	100

Tableau 4.5. Proportions de granulats à utiliser pour le béton polymère développé.

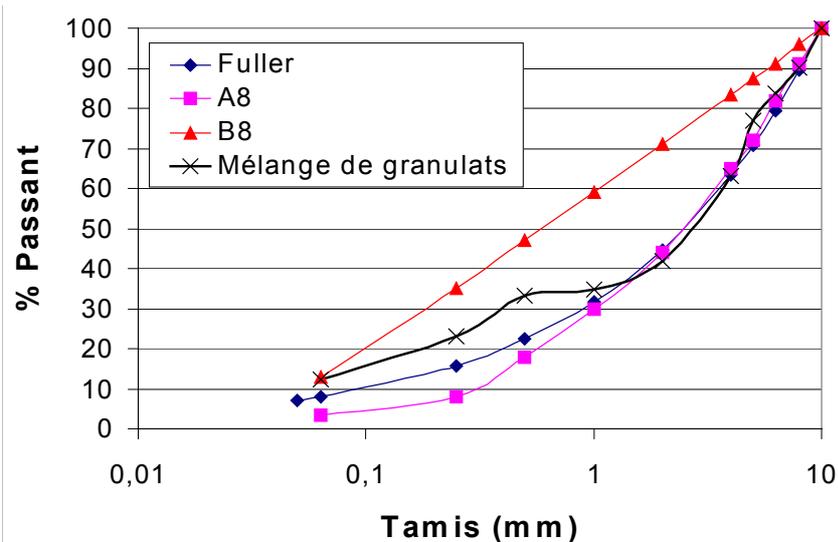


Figure 4.2. Distribution granulométrique du mélange développé.

4.1.1.3.- Choix des intervalles d'étude des fractions volumiques de cailloux et de liant polymère

La courbe de Fuller nous donne les conditions d'obtention de la plus grande compacité pour des agrégats arrondis de granulométrie continue. L'utilisation pratique d'une granulométrie continue n'étant pas possible, des lignes granulométriques discontinues ont été utilisées. Le mélange de cailloux obtenu doit être le plus proche possible de la courbe de référence: ainsi nous obtenons une compacité et donc un taux de résine maximal. En effet, le taux maximal de résine qu'une formulation donnée est capable d'absorber serait égal au taux de vides du mélange.

Il faut donc mesurer la compacité du mélange de cailloux choisi. Pour cela le volume de vides dans un échantillon a été mesuré. Ainsi un échantillon ayant la formulation à étudier (malaxé et vibré suivant la même procédure utilisée pour le béton polymère, sans ajouter de la résine) est prélevé (voir annexe 6). La masse est vibrée et pendant cette opération, de l'eau est ajoutée jusqu'à ce que les cailloux soient tout juste immergés. En faisant la différence des masses, on en déduit le volume d'eau ajouté (tableau 4.6).

	Masse (kg)
Mélange des granulats	20,24
Eau	1,81

Tableau 4.6. Volume d'eau ajouté à la masse sans résine.

Le volume de vides mesuré à remplir par la résine est de 1,81 dm³ ce qui suppose 19,2% en volume, dans le cas où il n'y a pas des vides. La masse volumique de la résine est obtenue en fonction des constituants du mélange (tableau 4.7).

	Masse volumique (kg/m ³)	Proportions	Masse volumique mélange résine (kg/m ³)
Résine	1200	100	1117
Durcisseur	900	27	
Débullant	810	1	

Tableau 4.7. Détermination de la masse volumique de la résine.

D'après ces valeurs, le pourcentage massique maximum de résine pour la formulation développée est 9,1%. D'après la définition des spécifications du béton polymère à fabriquer, obtenu par homogénéisation numérique (voir paragraphe 3.2.3), il est nécessaire d'avoir un mélange avec 86% de granulats en volume. À partir des données des composants (tableau 3.5) on constate que pour avoir ce pourcentage il est nécessaire de fabriquer un mélange avec 92% d'agrégats. Les premiers essais ont été faits avec trois formulations, en principe, différentes: 8, 9 et 10% de résine en masse.

4.1.2.- Conditions d'élaboration

4.1.2.1.-Réalisation du compound (précaution à prendre pour avoir une bonne répétabilité ...)

Les propriétés du béton polymère sont très influencées par la méthode de malaxage. Les premiers essais ont été faits avec une bétonneuse classique dans laquelle le nettoyage était impossible. Le manque de propreté de la bétonneuse provoquait une perte importante de poudre et de résine, empêchant ainsi l'obtention d'une bonne répétitivité des opérations d'élaboration.

Un malaxeur permettant la fabrication par lots de masses de béton allant jusqu'à 25 kg a été conçu et fabriqué (figure 4.4). Le système de malaxage par rotation a été choisi, car ce système évite la rupture des cailloux. De manière à mieux mélanger la masse, le réservoir a un mouvement de rotation inverse de celui de l'hélice de malaxage

(figure 4.3). Le malaxeur développé permet un nettoyage correct ce qui permet de contrôler la formulation désirée et d'assurer sa répétitivité.

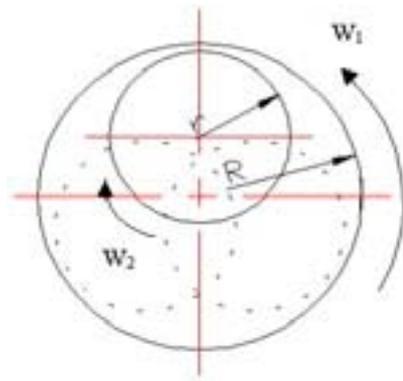


Figure 4.3. Malaxage du béton.



Figure 4.4. Malaxeur à béton polymère

L'ordre suivant lequel les différents constituants sont malaxés a une grande importance car la quantité de résine est faible et doit mouiller tous les cailloux. L'annexe 6 définit le cycle de malaxage des cailloux.

4.1.2.2.-Coulée, densification et polymérisation - Mode de vibration des moules et de dégagement gazeux

Le système de compactage doit être assez puissant pour être capable d'éliminer les vides dans la masse sans produire des ségrégations dans la masse élaborée. Le niveau de compactage du béton a une très grande influence sur les caractéristiques mécaniques du béton. Plus la masse est compacte, plus élevées seront ses caractéristiques mécaniques. Les paramètres les plus importants caractérisant le compactage sont [Salla, 1987]:

- la fréquence de compactage ;
- le niveau d'accélération ;
- le temps de compactage.

San José [San José, 1996] montre que le facteur le plus important est le niveau d'accélération. En effet, l'accélération de 2g est une valeur frontière entre un bon et un mauvais compactage. Des valeurs inférieures donnent des masses peu compactes et de faibles caractéristiques. Des valeurs supérieures à 2g donnent des bons compactages

et donc supposent des incréments de caractéristiques du béton. La fréquence utilisée (30-70 Hz) a une influence secondaire et la durée du compactage n'a guère d'influence s'il est suffisant. Sur la base de la taille des pièces à fabriquer et des dimensions du moule pour fabriquer quatre éprouvettes, une table vibrante (figure 4.5) a été conçue et fabriquée. Cette table a les caractéristiques suivantes:

- vibration verticale et uniforme à 50Hz;
- amplitude de vibration supérieure à 2g. Les actionneurs disposent de 4 positions de travail. La position utilisée (1) garantit aux moules et éprouvettes coulées une accélération supérieure à 2g ;
- possibilité de fixer des moules de dimensions allant jusqu'à 1200x600 mm.



Figure 4.5. Table vibrante.



Figure 4.6. Moule des éprouvettes.

Les dimensions des éprouvettes ont été choisies en fonction des essais à réaliser. Le moule dessiné permet la fabrication de 4 éprouvettes de 40x40x1000 mm (figure 4.6). Le moule, en acier, se démonte complètement permettant le démoulage des éprouvettes et son nettoyage, avant son utilisation ultérieure. La fixation du moule à la table est réalisée avec des brides.

Une fois malaxé, le béton est coulé dans le moule sur la table vibrante en fonctionnement. De manière à favoriser la sortie de l'air, le moule est rempli à partir des extrémités en laissant couler la masse de béton vers le centre du moule. Une fois le moule rempli, la surface du béton est piquée avec une petite barre, de façon à permettre la sortie de l'air occlus.

Après 45 minutes de densification de la masse par vibration, la table vibrante est arrêtée et le cycle de polymérisation de la résine continue. La polymérisation peut être

suivi au travers de la chaleur dégagée par le béton [Wiele, 1991]. Dans le cas présent, l'utilisation d'une résine époxy et son faible pourcentage fait que l'élévation de température due à l'exothermie du mélange reste faible (figure 4.7).

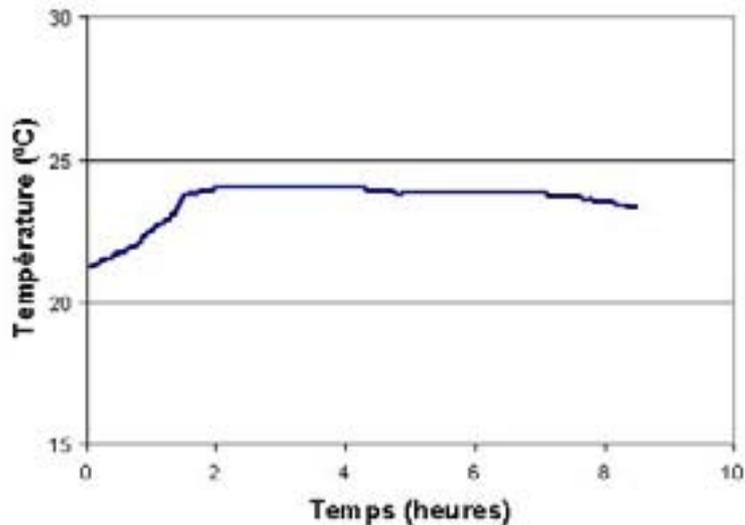


Figure 4.7. Exothermie du béton polymère pendant son durcissement.

San José [San José,1996] a étudié l'évolution des propriétés du béton polymère pendant son durcissement. Il a trouvé qu'avec des pourcentages voisins de 10%, le béton atteint presque 90% de ses caractéristiques finales 24 heures après le moulage, et 98% après sept jours. Le démoulage des éprouvettes n'a donc été effectué qu'après 24 heures d'attente et les éprouvettes n'ont pas été testées avant 7 jours. La procédure complète de fabrication est décrite dans l'annexe 6.

4.1.3.- Spécifications finales du béton-polymère et de ses conditions d'élaboration

En prenant comme formulation de base celle sélectionnée dans le paragraphe 4.1.1, l'influence de deux paramètres a été analysée:

- le pourcentage de résine. Trois pourcentages de résine ont été testés 8, 9 et 10% de résine en masse (Références Car8, Car9 et Car10 respectivement);
- la nature de la poudre. Deux types de poudre ont été testés: CaCO_3 et silice (annexe 5). Pour cette étude le pourcentage de résine en masse a été fixé à 8% (Références Car8 et Mil8).

Influence du pourcentage de résine

Il est évident que plus le pourcentage de résine est élevé plus la moulabilité du mélange fabriqué augmente. Cet effet a été constaté pendant la fabrication des éprouvettes. Du point de vue de la moulabilité, les trois formulations sont assez satisfaisantes, donnant lieu à des éprouvettes présentant la qualité désirée. Dans le tableau 4.8, on trouve les commentaires relatifs à l'élaboration.

% Résine	Mise en œuvre	Observations
8	Très bonne	- Mélange homogène - Très peu de bulles
9	Très bonne	- Mélange homogène - Très peu de bulles
10	Bonne	- Couche de résine sur la surface supérieure. - Très peu de bulles

Tableau 4.8. Observations relatifs à l'élaboration.

Nous avons constaté qu'avec des fractions volumiques de résine supérieures au taux de vides correspondant à la formulation de cailloux fabriquée, il apparaît une concentration importante de résine et poudre dans la partie supérieure des éprouvettes, tout particulièrement pour 10% massique de résine (figures 4.8 à 4.10).



Figure 4.8. Car8.



Figure 4.9. Car9.



Figure 4.10. Car10.

En effet, l'action combinée du vibrage vertical des forces d'Archimède fait remonter la résine vers le haut, donnant un surplus de résine dans la partie supérieure des éprouvettes. On peut donc parler de deux parties différentes: la partie inférieure avec la même formulation pour tous les pourcentages de résine et la partie supérieure

avec un surplus de résine fonction du taux maximal de résine utilisé. En effet, chaque distribution granulométrique aurait une fraction volumique de vides à remplir et tout surplus de résine se retrouverait en surface, dû à l'effet de compactage. De manière à constater cet effet, des essais de calcination des éprouvettes ont été réalisés suivant la procédure décrite dans l'annexe 7. Le tableau 4.9 montre qu'en effet on peut considérer que la formulation obtenue reste constante et qu'elle dépend de la compacité du mélange, obtenue après son ajustement à la courbe de Fuller.

Référence	% résine en masse	% résine en masse réel
Car8	8	7,8
Car9	9	8,33
Car10	10	8,44

Tableau 4.9. Pourcentages de résine théoriques et mesurées.

Étant donné que le prix du béton et son coefficient de dilatation thermique sont très sensibles au pourcentage de résine, nous avons choisi un béton avec 8% en masse de résine.

En conclusion, deux types de formulations ont été testées (tableau 4.10), dont la différence est la nature de la poudre utilisée.

		Référence	% en masse des granulats	% en masse	% en volume
Granulats	San Felices < 10		20	92	85,5
	Arija 2-6		48		
	S-70		20		
	Poudre		12		
	CaCO ₃	Car8			
	Millisil C4	Mil8			
Résine époxy				8	14,5
	Total		100	100	100

Tableau 4.10. Formulations de béton polymère fabriquées et testées.

4.2.- Caractérisation du béton-polymère

4.2.1.- Propriétés physiques

4.2.1.1.- Analyse morphologique, fraction volumique de cailloux et masse volumique

Les échantillons ont été polis et observés au microscope électronique à balayage (MEB). Le contraste obtenu à l'aide des électrons rétrodiffusés permet de distinguer des particules composées d'éléments de différents numéros atomiques (Z), de sorte que les particules riches (Z=26) sont plus claires que celles qui sont riches en Si (Z=14) ou que la résine, riche en carbone (Z=4). De manière à s'assurer que le champ d'observation est représentatif du multimatériau, un volume élémentaire représentatif (VER) doit être considéré. La taille des cailloux les plus grands allant jusqu'à 10 mm, il est conseillé de prendre au moins 3 fois cette taille (30 mm). Or, le champ d'observation est limité par le grossissement minimal du MEB de sorte qu'un VER de 23,5 mm a été retenu (figure 4.11a).

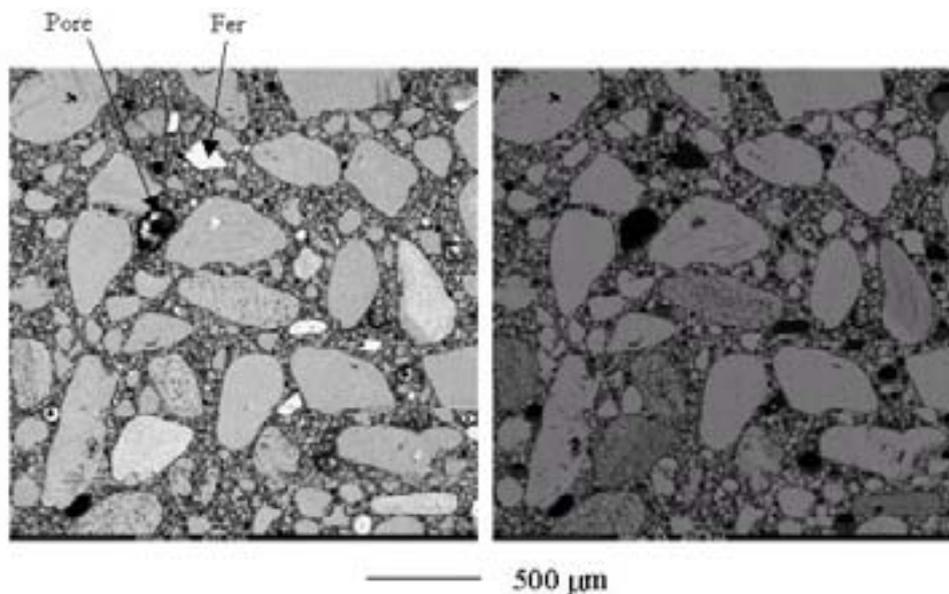


Figure 4.11a. Observation de l'éprouvette au MEB à l'aide des électrons rétrodiffusés.

Figure 4.11b. Cartographie du Silicium obtenue par EDX.

D'autre part, l'utilisation du MEB couplé à un dispositif d'analyse en dispersion d'énergie des rayons X (EDX) permet d'identifier les éléments chimiques constitutifs de la zone d'observation. Sachant que les éléments caractéristiques des différentes phases sont le silicium pour les granulats en silicates et le carbone pour la résine époxy, des images pour différents éléments ont été obtenues (figure 4.11b et 4.12b).

L'analyse de l'image de la figure 4.11a montrée:

- une distribution aléatoire des granulats. On constate aussi qu'il n'y a pas d'agglomération des granulats. Les granulats de petite taille se situent entre les granulats de taille supérieure. En tout cas, on peut dire que la distribution des granulats est complètement aléatoire;
- des traces de fer correspondant à la présence de quelques grains d'oxyde de fer (particules blanches);
- l'existence de quelques pores isolés de taille allant jusqu'à 2,5 mm. Une analyse avec un grossissement supérieur (figure 4.12b), permet d'observer aussi des micro-pores distribués de façon aléatoire.

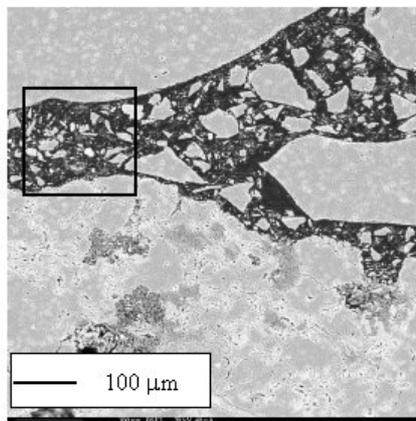


Figure 4.12a. Observation de l'éprouvette au MEB avec contraste BSEI.

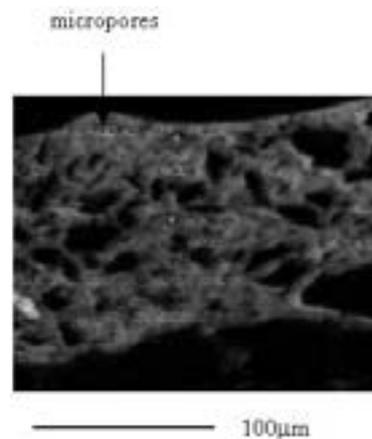


Figure 4.12b Cartographie du C, obtenue par EDX.

Une tentative d'obtention des fractions volumiques de cailloux et de résine a été réalisée. En faisant une analyse de l'image du silicium obtenue en dispersion d'énergie des rayons X (figure 4.11b) on a obtenu le pourcentage surfacique de cailloux ($89.8 \% \pm 0,1$). Or la mesure du pourcentage de résine avec cette méthode n'est pas précise. En effet, les tailles des granulats varient entre $60 \mu\text{m}$ et 10mm . L'obtention du pourcentage de matrice exige donc la réalisation d'analyses d'images relatives à plusieurs champs d'observation avec un grossissement beaucoup plus important (figure 4.12a). Le traitement des images ainsi obtenues devient très lourd. De plus, il convient d'ajouter que pour pouvoir passer du pourcentage surfacique au pourcentage volumique, il est nécessaire de réaliser des coupes à des hauteurs différentes. La méthode devient donc peu exploitable, alors que par ailleurs la méthode de pyrolyse (annexe 7) donne des résultats suffisamment précis.

4.2.1.2.- Chaleur massique (Annexe 8)

Définition de l'essai

Différentes méthodes peuvent être utilisées pour mesurer la chaleur massique d'un matériau de façon précise, cependant la plupart d'entre elles exigent l'application d'un flux thermique contrôlé et, par conséquent, l'utilisation de la DSC (Differential Scanning Calorimetry). La taille des éprouvettes que l'on peut étudier par DSC est toujours très petite par rapport à la taille du volume élémentaire représentatif (VER) du béton polymère. D'autre part, l'intérêt de cette étude est simplement d'avoir un ordre de grandeur de la valeur de la chaleur spécifique.

C'est ainsi que seul la valeur moyenne de la chaleur spécifique dans le domaine d'utilisation a été mesurée: la méthode des mélanges permet d'avoir une idée de cette valeur moyenne.

Suivant cette méthode, un échantillon de béton de 200 g est chauffé jusqu'à une température déterminée θ (environ 96°C) puis plongé dans le calorimètre contenant une masse d'eau connue M à la température T_i .

Le premier principe de la thermodynamique appliqué au système isolé constitué du calorimètre (vase Dewar) et de son contenu donne:

$$c = \frac{(T_f - T_i) \cdot (M + \mu) \cdot c_{eau}}{m \cdot (\theta - T_f)}$$

avec:

c_{eau} = chaleur massique de l'eau ($4,185 \text{ J} \cdot \text{g}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$)

m = masse de l'échantillon de béton polymère

M = masse d'eau dans le vase Dewar

μ = masse en eau du calorimètre

θ = température initiale du béton

T_i = température initiale de l'eau du calorimètre

T_f = température finale de l'eau du calorimètre

L'échantillon de 200 g est divisé en 4 morceaux de façon à avoir une masse représentative de béton et une homogénéisation rapide de la température.

Résultats

En utilisant un calorimètre du type vase Dewar, on peut obtenir les paramètres permettant de mesurer c.

	Car 8	Mil 8
Chaleur massique c(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	890	890

Tableau 4.11. Chaleur massique des formulations testées.

On constate que le changement du type de poudre ne conduit pas à un changement appréciable de la chaleur massique. La formulation du béton polymère développé correspond donc à une chaleur massique c de 890 J·kg⁻¹·°C⁻¹.

4.2.1.3.- Conductivité thermique (Annexe 9)

Définition de l'essai

Pour cet essai, on applique la loi de Fourier à un flux de chaleur:

$$\Phi = -\lambda \frac{\Delta_T}{\Delta_x}$$

Avec Φ : flux de chaleur	(W·m ⁻²)
λ : conductivité thermique	(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
Δ_T : différence de température	(K)
Δ_x : différence de distance	(m)

Ce flux a été généré en chauffant électriquement une surface de l'échantillon et en mesurant la température sur cette surface et sur la surface opposée. Pour ces essais un conductivimètre de type symétrique a été spécialement construit (figure 4.13). Celui-ci permet de mesurer la conductivité thermique des matériaux peu conducteurs (cas du béton polymère), et à des températures proches de l'ambiante (de 10 à 80 °C). Grâce à l'outillage, deux éprouvettes peuvent être testées à la fois.

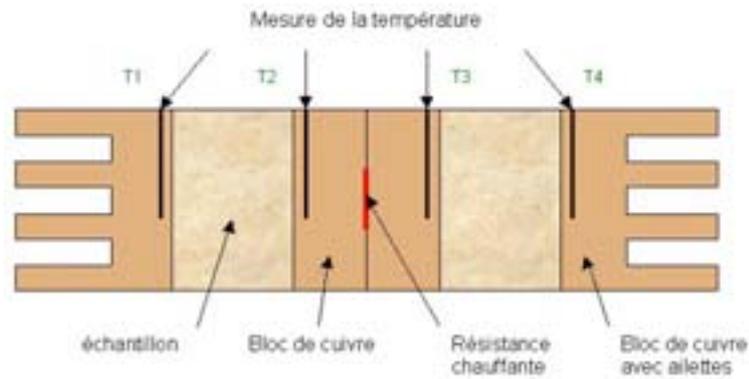


Figure 4.13. Schéma du conductivimètre construit.

Pour faire des essais convenables, il faut que les échantillons aient une épaisseur 6 fois plus grande que la taille du grain élémentaire [Danis, 1991]. Les échantillons utilisés sont des parallélépipèdes de section $40 \times 40 \text{ mm}^2$ d'une épaisseur de 30 et 40 mm (2 séries de tests).

Après avoir soigneusement préparé les échantillons (polissage et application d'une pâte conductrice aux contacts), les différents éléments de la pile sont placés à l'intérieur d'une mousse isolante.

L'appareil étant isotherme, on injecte une puissance électrique constante P dans l'élément chauffant. Des mesures de températures sont effectuées à l'aide de deux sondes permettant la détermination des différences de température aux bornes de chaque échantillon. Après un régime transitoire d'environ 4 heures, un écart de température constant est relevé.

Il faut également mesurer la tension électrique introduite dans le système, la valeur de la résistance utilisée, les dimensions des échantillons ainsi que les températures à l'intérieur du conductivimètre sans oublier de relever la température extérieure.

Dans le cas où les blocs de cuivre utilisés sont identiques, la puissance thermique qui traverse chacun des échantillons peut être écrite à partir de la loi de Newton [Danis, 1995]:

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1 = \frac{P_{tot} \cdot [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}]}{[(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}] + [(\theta_{T3} + \Delta\theta_{3-4}) - \theta_{ext}]} \\ P_2 = P_{tot} - P_1 \end{array} \right.$$

avec: P_{tot} : puissance électrique totale ($P_{tot} = \frac{U^2}{R}$)

U: tension électrique aux bornes de la résistance électrique (V).

R: résistance (Ω)

h: coefficient de convection

$S_{éch}$: surface d'échange cuivre/air

θ_{Tx} : température au point x

$\Delta\theta_{x-y}$: différence de température entre les points x et y

θ_{ext} : température extérieure

En divisant la puissance par la surface de contact S, on a le flux de chaleur traversant chaque échantillon:

$$\Phi_1 = \frac{P_1}{S} \quad \text{et} \quad \Phi_2 = \frac{P_2}{S}$$

D'après ces valeurs, la conductivité thermique peut être obtenue appliquant la loi de Fourier:

$$\lambda_{1-2} = \frac{\Phi_1 \cdot e}{\Delta\theta_{1-2}} \quad \text{et} \quad \lambda_{3-4} = \frac{\Phi_2 \cdot e}{\Delta\theta_{3-4}}$$

logiquement, nous devrions avoir $\lambda_{1-2} = \lambda_{3-4}$.

Les valeurs obtenues sont légèrement majorées puisqu'on admet qu'il n'y a pas de pertes latérales de chaleur alors que, malgré les précautions prises, on ne peut pas garantir que le flux de chaleur est parfaitement unidirectionnel.

Résultats

Les formulations testées ont été décrites dans le tableau 4.10. En réalisant tous ces essais dans des conditions similaires (tension de 17 V, durée de 4 h, température extérieure variant de 18 à 21°C), les résultats suivants (tableau 4.12) ont été obtenus:

	Car 8	Mil 8
Conductivité thermique ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	3,46±0,18	3,18±0,21

Tableau 4.12. Conductivité thermique des formulations Car8 et Mil8.

On constate que l'influence sur la conductivité thermique du type de poudre est très faible et que la différence de conductivité entre les deux types de matériau n'est guère plus importante que la dispersion relative à l'hétérogénéité propre du matériau.

4.2.1.4.- Coefficient de dilatation (Annexe 10)

Définition de l'essai

La méthode classique utilisée pour obtenir le coefficient de dilatation thermique est la dilatométrie [ASTM B95-39], [ASTM E228-71]. Cependant, sa mise en oeuvre est très délicate et n'est pas adaptée au béton compte tenu des dimensions des éprouvettes.

Une méthode plus adaptée au béton polymère a été choisie, suivant les fiches techniques de MEASUREMENTS GROUP INC n° TN-513 "Measurement of Thermal Expansion Coefficient Using Strain Gages" [MEASUREMENTS GROUP , 1986].

Cette méthode a plusieurs avantages:

- les échantillons peuvent avoir des tailles et des allures quelconques, mais ils doivent présenter une section uniforme afin de réduire au maximum les problèmes potentiels liés aux gradients de température,
- la méthode ne nécessite pas d'instrumentation spéciale,
- cette technique peut être utilisée pour mesurer les coefficients de dilatation thermique des matériaux anisotropes.

L'éprouvette est chauffée à une température déterminée. Pour mesurer la dilatation, deux jauges extensométriques sont utilisées, l'une collée à l'éprouvette et l'autre à un témoin de référence (de matériau différent mais de α connu) qui doit toujours être à la même température que l'échantillon. Si les deux éprouvettes sont libres en déplacement, le signal différentiel entre les deux jauges à une température donnée est égal à la dilatation différentielle entre les deux éprouvettes. Si le coefficient de dilatation thermique du témoin est connu, celui de l'éprouvette peut être déduit. En faisant un montage en demi pont, on obtient la dilatation différentielle entre les deux éprouvettes (ε_{lue}):

$$\alpha_{Béton} = \frac{\varepsilon_{lue}}{\Delta T} + \alpha_{Invar}$$

Les échantillons testés de longueur 150 mm ont été découpés dans des éprouvettes moulés de section 40x40 mm².

Le matériau de référence peut être quelconque à condition que son coefficient de dilatation thermique soit connu avec précision et stable dans la gamme de températures choisie. Le matériau de référence utilisé dans ce travail a été l'Invar, qui a un coefficient de dilatation thermique très faible: $1,85 \pm 0,15 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Pour éviter des interactions parasites dues à la géométrie, l'invar a été usiné pour que l'éprouvette ait les mêmes dimensions que celles des échantillons de béton polymère.

Le coefficient de dilatation thermique a été mesuré entre 15 et 50°C. Les déformations différentielles sont enregistrées en continu. Le système est considéré comme stabilisé quand la différence des déformations reste constante entre deux lectures (figure A10.5).

Résultats

Les essais ont été réalisés pour les différentes formulations de béton polymère ainsi que pour la résine. La figure 4.14 montre les résultats obtenus.

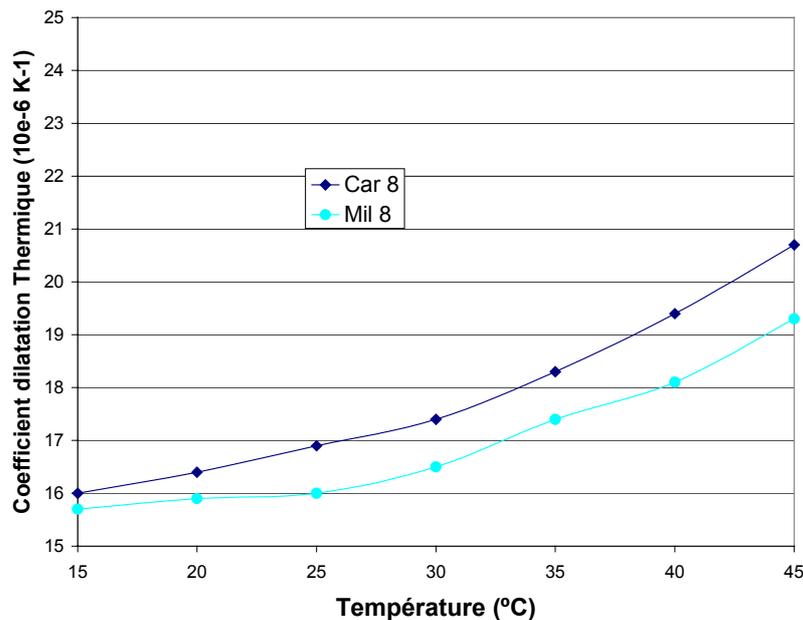


Figure 4.14. Coefficient de dilatation thermique.

Il est constaté que le coefficient de dilatation thermique augmente avec la température et que cette augmentation est plus importante pour des températures plus élevées (à partir de 30°C) sont atteintes. On note aussi que le remplacement de la poudre de carbonate de calcium par la silice diminue légèrement le coefficient de dilatation thermique.

4.2.2.- Propriétés mécaniques quasi statiques à température ambiante

4.2.2.1.- Flexion 4 points (Annexe 11)

Définition de l'essai

L'essai de flexion est l'essai le plus utilisé pour caractériser le comportement mécanique des CCF (Composite Ciment-Fibres), car il est beaucoup plus facile à mettre en œuvre qu'un essai de traction [Gopalaratnam,1995], notamment au niveau du choix de la géométrie des éprouvettes, de la fixation de celles-ci et de l'exploitation des résultats qui présentent une dispersion importante dans le cas de la traction. Dans ce travail, l'essai de flexion quatre points a été choisi. Pour la flexion quatre points (figure 4.15), le moment de flexion est constant entre les deux points d'application de la charge. Ainsi, la probabilité de fissuration entre ces deux points est uniforme. L'essai de flexion quatre points est plus représentatif du comportement mécanique des CCF que l'essai de flexion trois points. C'est pourquoi il est préconisé dans la majorité des normes d'essai pour les bétons ou mortiers renforcés par des fibres [ASTM C1018, 1992],[JCI SF-4, 1983],[RILEM , 1984].

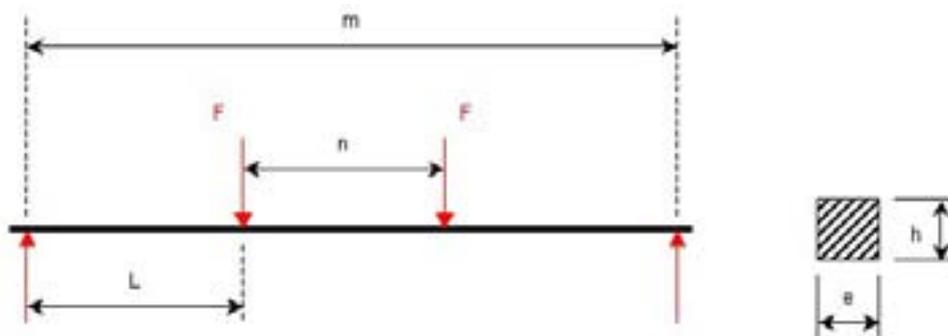


Figure 4.15. Essai flexion 4 points.

En considérant que l'hypothèse de Navier reste valable et en mesurant les déformations produites par le moment fléchissant dans la partie centrale de l'éprouvette, il est possible obtenir les modules d'élasticité en tension et compression du matériau:

$$E_c = \frac{3FL}{e.A(b^3 + ab^2)} \quad E_t = \frac{3FLb^2}{ea^2A(b^3 + ab^2)}$$

$$a = \frac{h\varepsilon^+}{\varepsilon^+ - \varepsilon^-} > 0 \quad b = \frac{-h\varepsilon^-}{\varepsilon^+ - \varepsilon^-} > 0 \quad A = \frac{\varepsilon^+ - \varepsilon^-}{h} > 0$$

avec: ε^+ = déformation dans la partie supérieure de l'éprouvette

ε^- = déformation dans la partie inférieure de l'éprouvette

h = hauteur de l'éprouvette

E_c = module d'élasticité en compression

E_t = module d'élasticité en traction

De la même façon, il est possible de déterminer la contrainte à la rupture en tension (mode de rupture pour le béton polymère):

$$\sigma_{xx} = \frac{M_{\max} \cdot y}{\langle E.I \rangle} \cdot E_t$$

$$\langle E.I \rangle = E_t \cdot I_t + E_c \cdot I_c$$

avec:

M_{\max} = moment fléchissant maximum à la rupture

I_t = moment quadratique de la section sollicitée en tension, par rapport à l'axe de flexion

I_c = moment quadratique de la section sollicitée en compression, par rapport à l'axe de flexion

Les échantillons utilisés sont des parallélépipèdes de section 40x40 mm² et de longueur 500 mm. L'utilisation d'un outillage avec double système de rotule (figure 4.16) permet d'assurer l'alignement des portées de l'éprouvette. Le système permet de modifier la distance entre appuis ainsi que la distance entre les points d'application des charges. Les configurations et les conditions d'essai sont montrées dans l'annexe 11.



Figure 4.16. Outillage d'essai de flexion avec double système de rotule.

Résultats

Chaque éprouvette testée a subi trois cycles charge/décharge. Dans le troisième essai l'éprouvette est sollicitée jusqu'à la rupture. Pour chaque formulation 5 éprouvettes ont été testées. Les éprouvettes ont été prises avec des dates de fabrication différentes de façon à prendre en compte le procédé de fabrication et son influence sur le matériau élaboré. Le tableau 4.13 montre les résultats obtenus.

	Car 8	Mil 8
Module en compression (GPa)	40±4,7	42±3,3
Module en tension (GPa)	42±1,1	38±1,9
Contrainte à rupture (MPa)	26±0,9	26,4±0,2

Tableau 4.13. Modules d'élasticité et résistance à la rupture en flexion.

Le matériau montre un comportement linéaire fragile (figure 4.17). Lors des essais à la rupture, nous avons remarqué que l'amorçage de la rupture se faisait dans la partie en tension. On a pu noter pendant ces essais que les agrégats sont bien incorporés à la résine. En effet, les cailloux cassent et ne sont pas arrachés à la résine (figure 4.17).

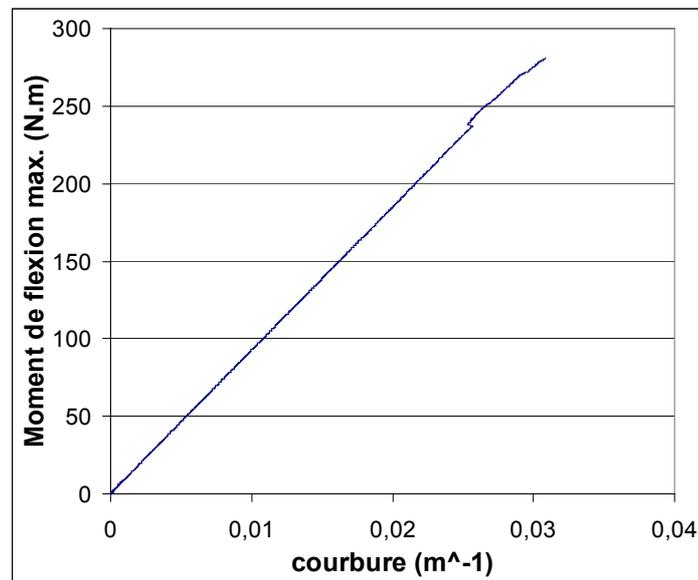


Figure 4.17.. Courbe Moment de flexion vs courbure.



Figure 4.18. Surfaces de rupture flexion 4 points. Éprouvette Car8.

On note également que certaines éprouvettes issues d'opérations d'élaboration identiques et ayant la même formulation donnent des valeurs différentes de modules. L'hétérogénéité de répartition des différents types de granulats explique ces valeurs car le module d'élasticité du basalte est supérieur à celui de la silice.

D'autre part, la différence des modules de traction et compression reste toujours dans l'écart type des mesures. On peut donc dire que les modules en tension et compression du béton polymère sont sensiblement égaux.

On note que le remplacement du carbonate de calcium par du Milisil C4 ne modifie que très peu les caractéristiques mécaniques du matériau.

4.2.2.2.- Tenacité (Annexe 12)

Définition de l'essai

À partir de l'essai de flexion on a constaté le comportement fragile du béton polymère. Nous avons donc évalué les caractéristiques à rupture du béton polymère permettant d'apprécier son comportement dynamique (impact, fatigue,...). Le but dans cette étude n'est pas de faire une caractérisation précise du béton polymère mais d'avoir une idée de sa ténacité.

La mécanique de la rupture fournit des grandeurs représentatives du champ de contraintes en fond de fissure ainsi que les critères de propagation correspondants. La propagation survient lorsque le paramètre utilisé pour la caractérisation en ténacité atteint une valeur critique. Deux approches sont utilisées pour prédire l'initiation de la rupture:

- l'analyse d'Irwin [Irwin, 1957] basée sur la répartition des contraintes en fond de fissure. La rupture s'initie en fond de fissure lorsque K_I atteint une valeur critique K_{Ic} appelé facteur critique d'intensité de contrainte. Ce paramètre

caractérise la résistance du matériau à la propagation des fissures en mode I pour les matériaux homogènes élastiques. Il est indépendant de la géométrie de l'entaille et de celle de l'éprouvette d'essai: K_{Ic} est une grandeur intrinsèque du matériau;

- Griffith [Griffith,1920] aborde la fissuration et la rupture des matériaux fragiles (verres) d'un point de vue énergétique. Dès que le taux d'énergie restituable au cours de la propagation de la fissure atteint la valeur G_{Ic} , il y a rupture de la pièce au cours de laquelle le surplus d'énergie est restitué sous forme d'énergie cinétique: on parle alors de propagation instable.

Pour les matériaux homogènes isotropes, on peut montrer que ces deux critères caractérisant la propagation brutale d'une fissure sont liés par les relations suivantes:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad \text{en état de contraintes planes}$$

$$G_I = K_I^2 \frac{(1-\nu^2)}{E} \quad \text{en état de déformations planes}$$

E et ν étant respectivement le module d'Young et le coefficient de Poisson du matériau considéré. Cependant, il est plus important de connaître $(K, G)_{Ic}$ en déformations planes qu'en contraintes planes. En effet, plus la zone plastique ou d'endommagement est étendue, plus l'énergie de rupture est importante et par conséquent plus la ténacité est élevée. Or la zone plastique ou d'endommagement en contraintes planes est plus grande qu'en déformations planes. Ainsi, les valeurs de ténacité les plus utiles pour le bureau d'étude, correspondent à la configuration de déformations planes.

Les diverses normes relatives aux essais de ténacité statique proposent plusieurs géométries d'éprouvettes adaptées à chaque valeur de ténacité. Le comité technique 89-FMT du RILEM [RILEM, 1991] propose entre autres les éprouvettes S.E.N.B. (Single Edge Notched Bending Specimen) pour la détermination des valeurs critiques du facteur d'intensité de contraintes K et du taux de restitution d'énergie G (figure 4.19).

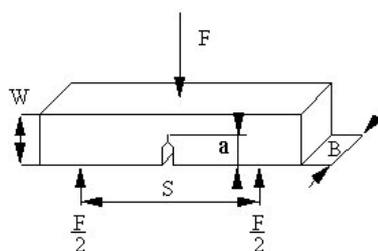


Figure 4.19. Éprouvette SENB

Les essais de ténacité ont été réalisés sur le matériau de formulation Car8. Les éprouvettes ont été découpées à partir des éprouvettes moulées jusqu'à leurs dimensions finales Bx35x140. De façon à vérifier qu'on est bien dans un état plan de déformations, deux largeurs B d'éprouvette ont été testées. Trois essais ont été réalisés sur chaque géométrie.

L'amorce de fissure est assurée grâce à la réalisation d'une fissure usinée au fond de la fissure a avec un fil diamanté.

En plus du calcul du facteur d'intensité de contraintes, l'énergie de rupture a été aussi déterminée à partir de l'intégration de la courbe force-déplacement (L.P.D).

Résultats

À partir des courbes force-déplacement et après avoir obtenu par la méthode des éléments finis la relation entre le déplacement de la traverse et l'ouverture de la fissure, on trace la courbe force-ouverture de la fissure (figure 4.20). La valeur de K_Q (valeur de K en fonction de B) est déterminée à partir de la valeur de la force F_Q (force correspondant à un accroissement de 2% de la fissure).

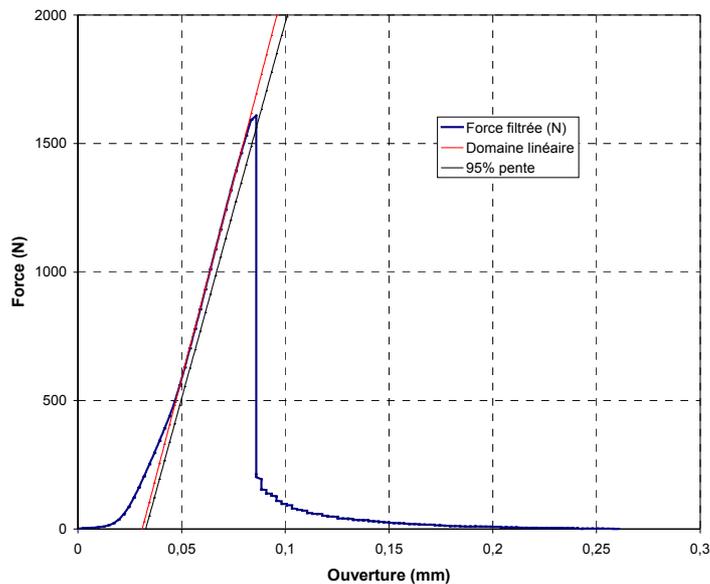


Figure 4.20. Courbe force-ouverture de la fissure.

On constate (tableau 4.14) que la valeur de K_Q est indépendante de la largeur de l'éprouvette, ce qui n'est pas surprenant compte tenu du comportement plutôt fragile des matériaux testés dont le caractère d'endommagement est peu marqué.

	K_Q (MPa·m ^{1/2})	G (J/m ²)	E _R (J/m ²)
B=40 mm	1,9±0,1	84±5	84±9
B=20 mm	2,0±0,1	92±11	74±3

Tableau 4.14. Valeurs de K_Q , G et E_R , pour la formulation Car8.

Nous sommes bien en état de déformations planes et on peut donner comme valeur du facteur critique d'intensité de contraintes K_{IC} :

$$K_{IC} \left(MPa.m^{\frac{1}{2}} \right) = 1,9 \pm 0,1$$

À partir de cette valeur, celle du module d'élasticité obtenu à l'aide des essais de flexion (voir tableau 5.1), $\nu=0,25$ [Tanabe, 1994] et en considérant le matériau comme isotrope, le taux de restitution d'énergie critique G_{IC} peut être évalué:

$$G_{IC} (J/m^2) = 88 \pm 9$$

La comparaison entre l'énergie de rupture et le taux de restitution d'énergie montre un bon accord.

4.2.2.3.- Fluage

Définition de l'essai

La matrice du béton polymère développé est une résine époxy présentant un comportement viscoélastique. L'objectif de la caractérisation vis a vis du fluage n'est pas d'obtenir la loi de fluage précise du matériau, mais de vérifier que dans la gamme de température d'utilisation d'un bâti et pour le niveau maximal de contraintes habituellement rencontrées dans ce type de structure, son comportement à long terme ne présente pas de risque pour l'intégrité de la structure et ne provoquera pas des déformations incompatibles avec la fonction d'une machine outil.

Les facteurs influençant le fluage du béton polymère peuvent être distingués comme internes et externes [San José, 1996]:

Facteurs internes

1. La nature des granulats et sa géométrie. Kordina [Kordina,1960] a montré que le fluage est supérieur dans le cas de charges avec grains concassés. D'autre part Staynes [Staynes,1984] a montré que le

pourcentage de poudre a une influence négative sur le comportement au fluage.

2. Le type de résine, son dosage. Staynes [Staynes,1984] a montré que le fluage augmente avec le pourcentage de résine. D'autre part la résine époxy présente un fluage deux fois moins important que celui de la résine polyester.
3. Âge du béton au moment de la mise en charge. Staynes [Staynes,1984] a montré que le fluage diminue avec l'âge du béton.

Facteurs externes

1. La température est le facteur principal agissant sur le fluage [Hristova, 1984].
2. Niveau de charge. Evidemment le fluage augmente avec le niveau de charge [Staynes,1984].
3. L'absorption de fluides augmente le fluage.
4. Le procédé de fabrication. En effet, l'amélioration du compactage diminue le fluage du béton.

La plupart des auteurs réalisent la caractérisation au fluage en compression [Ayyar, 1982], [Hristova, 1984]. En prenant en compte que les bétons présentent un comportement en traction plus faible qu'en compression et de façon à garantir une déformation mesurable, on a choisi d'effectuer des essais de flexion, tels qu'ils ont été proposés par Dharmarajan [Dharmarajan, 1987] et plus récemment par Tavares [Tavares, 2002]. Ainsi, l'essai de flexion quatre points a été choisi de manière à caractériser le comportement au fluage du béton. Ainsi que déjà évoqué, cet essai permet de solliciter une zone de l'éprouvette en flexion pure engendrant ainsi un état de contrainte constant (figure 4.21).

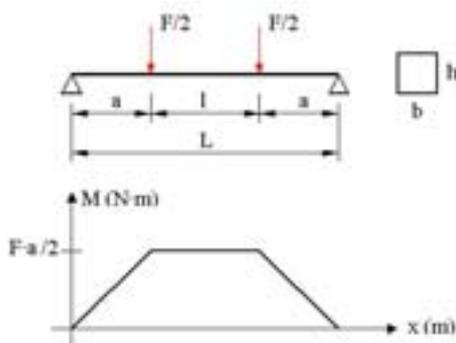


Figure 4.21. Essai flexion quatre points.

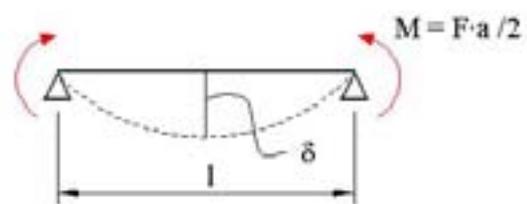


Figure 4.22. État de flexion pure.

Différentes lois de fluage ont été proposées par divers auteurs pour décrire le fluage du béton polymère [Dharmarajan,1987]. Parmi ceux-ci, Tavares [Tavares,2002] montre que la loi de Bailey-Norton donne de très bons résultats pour le béton polymère:

$$\varepsilon_f = C_0 \cdot \sigma^{C_1} \cdot t^{C_2} \cdot e^{\left(\frac{-C_T}{T}\right)}$$

où :

ε_f : déformation de fluage

C_0, C_1, C_2, C_T : coefficients dépendants du matériau

σ : niveau de contrainte

t : temps

T : température

La déformation totale serait :

$$\varepsilon_{(t)} = \varepsilon_0 + \varepsilon_f$$

Pour effectuer l'identification de cette loi il est évidemment nécessaire de mesurer la déformation en fonction du temps. Or, des essais réalisés avec jauges d'extensométrie ont montré que leur utilisation devait être mise en cause pour des mesure de fluage, car l'adhésif utilisé pour le collage des jauges sur la structure présente lui aussi un fluage non négligeable. ε_f ne peut donc pas être mesurée directement. Cependant, pour de petites déformations et en appliquant l'hypothèse de Navier, on peut déduire une relation entre la déformation maximale et la flèche de la poutre δ (figure 4.22):

$$\varepsilon_{\max} = \frac{4 \cdot h \cdot \delta}{l^2}$$

avec:

ε_{\max} : déformation unitaire maximale.

δ : déplacement relatif du milieu de la poutre par rapport à l'appui de la charge.

h : hauteur de l'éprouvette.

l : distance entre les points d'application de la charge.

Un dispositif expérimental de fluage a été conçu et réalisé (figure 4.23). Ce dispositif mesure le déplacement différentiel δ (figure 4.22). Or ce déplacement étant

très faible, il est nécessaire de l'amplifier. Un bras levier permet une amplification mécanique de ce déplacement.

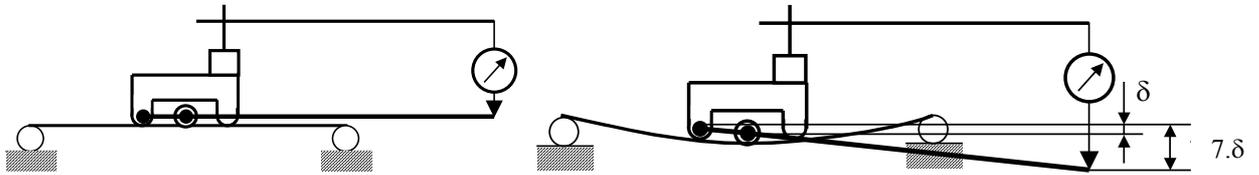


Figure 4.23. Dispositif expérimental de fluage.

Dans cette étude, une charge constante (poids mort) (figure 4.24) garantit l'application d'un moment fléchissant constant et donc des contraintes maximales constantes. Un capteur de déplacement capacitif permet la mesure du déplacement du bras levier.



Figure 4.24. Dispositif expérimental de fluage.



Figure 4.25. Chambre climatisée.

La température étant un facteur influençant la déformation du système mécanique et le fluage du matériau, les essais ont été réalisés dans une chambre climatisée (pour la mesure du fluage à température ambiante) et dans une étuve à température contrôlée (pour les essais en température). Le suivi de la température a été réalisé avec des thermo-resistances électriques et un thermocouple placé à l'intérieur d'une éprouvette témoin. Les capteurs de déplacement ont été placés à l'extérieur du four (figure 4.25) de façon à éviter l'influence de la température sur les mesures.

Les essais de fluage ont été effectués uniquement sur le béton polymère de formulation Car8. Les éprouvettes sont des parallélépipèdes de 40x40x500 mm³. La charge appliquée sur chaque éprouvette était de 700N, ce qui a provoqué une contrainte maximale égale à 24% de la charge de rupture obtenue lors des essais de flexion. Ce niveau de contrainte est nettement supérieur à la contrainte maximale usuelle dans le domaine des machines outils. Il a été constaté qu'avec ce niveau de charge il ne se produit pas de matage au niveau des appuis.

Trois températures ont été choisies de façon à voir son influence : 23, 42 et 52°C. Les conditions géométriques de l'essai sont (figure 4.21):

- distance entre appuis L = 480 mm
- bras levier a = 150 mm
- distance entre points d'application de la charge l = 180 mm

Un système d'acquisition permet l'enregistrement du déplacement ainsi que la température des éprouvettes.

Résultats

Les essais dans le four ont été enregistrés pendant 48 heures, et l'essai à température ambiante jusqu'à 264 heures (11 jours). La figure 4.26 montre l'évolution de la déformation par fluage ε_f en fonction du temps. À partir de ces courbes et pour chaque température, des courbes log-log ont été tracés (figure 4.27):

$$\log(\varepsilon_f) = \log\left(C_0 \cdot \sigma^{c_1} \cdot e^{\left(\frac{-C_T}{T}\right)}\right) + C_2 \cdot \log t$$

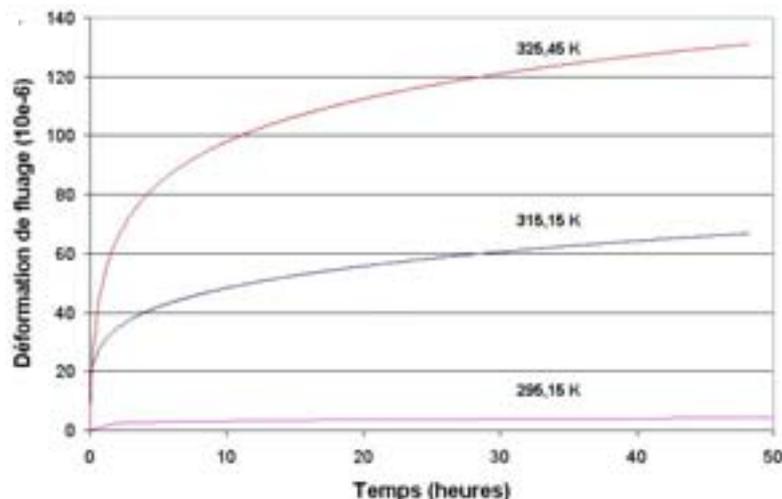


Figure 4.26. Évolution de la déformation de fluage pour températures différentes.

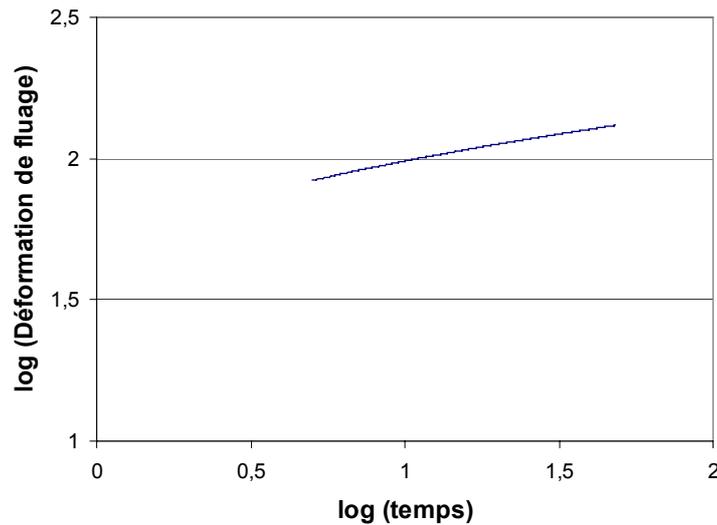


Figure 4.27. Obtention du coefficient C_2 pour l'essai à 325,5 K.

Pour chaque température sur les courbes en coordonnées logarithmique la pente de la droite (C_2) et l'ordonnée à l'origine ont été mesurées (tableau 4.15).

Température (K)	C_2	$a = C_0 \cdot \sigma^{C_1} \cdot e^{\left(\frac{-C_T}{T}\right)}$
295,15	0,19	2
315,15	0,1912	30
325,45	0,2066	63

Tableau 4.15. Coefficients C_2 et a .

Finalement l'influence de la température a été mise en évidence par la courbe suivante (figure 4.28):

$$\ln(a) = \ln(C_0 \cdot \sigma^{C_1}) - \frac{C_T}{T}$$

D'après ces résultats et pour le niveau de contraintes appliqué, la loi de fluage suivante a été obtenue:

$$\varepsilon_f = 6,4989 \cdot 10^{16} \cdot t^{0,196} \cdot e^{\left(\frac{-11200}{T}\right)}$$

En utilisant, cette loi de fluage on peut prédire le comportement au fluage du béton polymère, pour le niveau de contraintes maximum atteint (20% de la rupture). De cette façon, on constate (voir figure 4.29) que la déformation à 10000 heures (416,6

jours) est de 10% supérieure à la déformation initiale quand la charge est appliquée à température ambiante (24,5% dans le cas à 52,3°C).

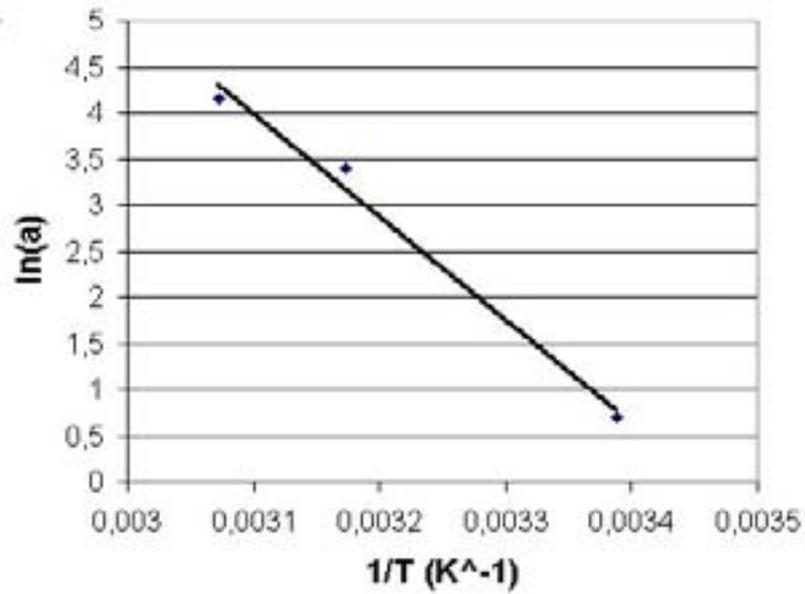


Figure 4.28. Obtention du coefficient C_T .

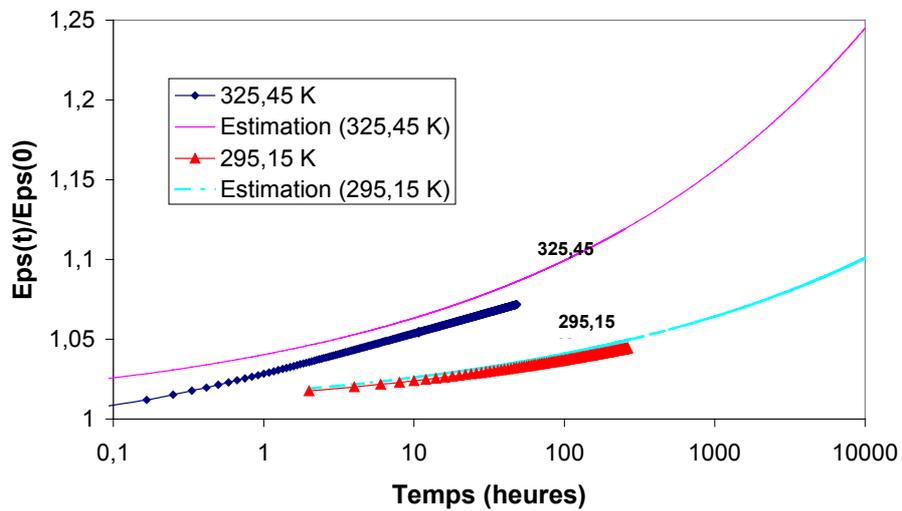


Figure 4.29. Estimation déformation de fluage à 10.000 heures.

4.2.3.- Propriétés mécaniques dynamiques. Facteur de pertes (Annexe 13)

Définition de l'essai

De nombreuses méthodes sont utilisées pour mettre en évidence les propriétés dissipatives des matériaux et des structures [Bert, 1985]; à chacune d'elles correspond un paramètre caractérisant le phénomène d'amortissement. Parmi elles, le facteur de pertes η a été retenu pour caractériser l'amortissement du matériau. Le problème des vibrations transversales d'une poutre (figure 4.30) dans le cadre des hypothèses de Bernoulli permet obtenir le facteur de pertes et le module d'élasticité dynamique.

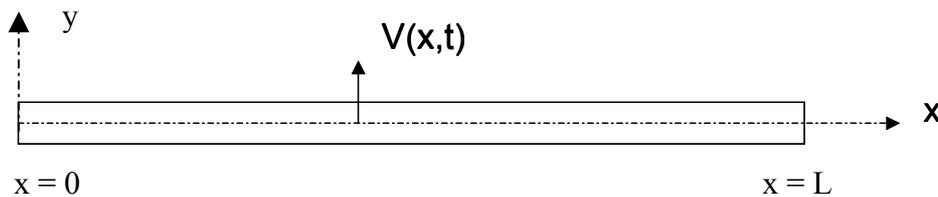


Figure 4.30. Vibrations transversales de la poutre testée.

En effet, la réponse totale du système peut s'écrire comme la somme du mode rigide et des modes flexibles:

$$v(x,t) = V_0(x)q_0(t) + \sum_{n=1}^{\infty} V_n(x)e^{i\omega_n t}$$

avec :

$v(x,t)$: déplacement transverse

$V_0(x)q_0(t)$: mode rigide

$V_n(x)e^{i\omega_n t}$: $n^{\text{ième}}$ mode flexible de fréquence propre ω_n

Or le déplacement du point moyen ne se voit pas affecté par les modes d'indice pair. En effet, le point moyen de la poutre est un nœud pour ces modes. D'où, pour une gamme de fréquences adéquate, le déplacement du point moyen de la poutre $v(t)$ peut être écrit comme:

$$v(t) = v(L/2,t) = A_0 e^{-\omega''_0 t} \cos \omega'_0 (t - t_0) + A_1 e^{-\omega''_1 t} \cos \omega'_1 (t - t_1)$$

Où les constantes A_0, A_1, t_0 et t_1 dépendent des conditions initiales et les valeurs propres (complexes) se décomposent en une partie réelle et une partie imaginaire:

$$\left. \begin{aligned} \omega_0 &= \omega_0' + i\omega_0'' \\ \omega_1 &= \omega_1' + i\omega_1'' \end{aligned} \right\}$$

Il faut noter qu'on a associé un caractère oscillatoire amorti au mode rigide. En effet, dans quelques cas pratiques où on suspend la structure à des supports flexibles pour l'analyse expérimentale, le mode rigide est en réalité un mode à très basse fréquence.

Détermination expérimentale du module d'élasticité complexe d'un matériau en fonction de la fréquence de vibration

En prenant en compte le modèle théorique décrit, on peut obtenir le module d'élasticité complexe d'un matériau pour chaque mode de vibration. Dans notre étude, le facteur de pertes η a seulement été obtenu pour le premier mode propre.

$$E^*(\omega_1') = \frac{\omega_1'^2 \rho S L^4}{(\lambda_1 L)^4 I_z}$$

Pour une section rectangulaire $b \times h$ on obtient:

$$\left. \begin{aligned} E' &= \frac{12 \cdot m \cdot l^3}{(\lambda_1 \cdot l)^4 \cdot b \cdot h^3} \left[(w_1')^2 - (w_1'')^2 \right] \\ E'' &= \frac{24 \cdot m \cdot l^3}{(\lambda_1 \cdot l)^4 \cdot b \cdot h^3} w_1' \cdot w_1'' \end{aligned} \right\}$$

et le facteur de pertes est donné par le rapport:

$$\eta = \frac{E'}{E''}$$

La fréquence propre du mode 1 peut s'écrire:

$$f_r(\text{Hz}) = \frac{w_1'}{2 \cdot \pi}$$

Une éprouvette de fonte grise EN-GJL-300 (EN 1561:1997) de 40x100x1600 mm a été fabriquée. Ce matériau est très utilisé dans la fabrication des machines outils et peut être considéré comme le matériau de référence. Avant l'usinage, les échantillons,

ont été soumis à un traitement de stabilisation thermique pour éliminer les contraintes internes. Après ce traitement, les éprouvettes ont été usinées aux dimensions désirées.

De la même façon, deux éprouvettes ont été moulées, une en béton polymère (Car8) (tableau A13.1) et l'autre en résine époxy. Compte tenu des dimensions des moules (1m longueur), elles ont été fabriquées en trois parties et collées dans le moule.

Chaque échantillon est suspendu par deux points. De façon à pouvoir considérer l'éprouvette comme étant en oscillations libres, on introduit l'excitation dans le sens perpendiculaire aux appuis à l'aide d'un impacteur (figure 4.31).



Figure 4.31. Excitation des éprouvettes.

De façon à ne pas exciter le 3^{ème} mode de vibration, on excite la poutre au nœud du troisième mode. La réponse de la poutre est fondamentalement égale au premier mode car les fréquences suivantes sont très écartées et les modes d'ordre pair n'affectent pas le déplacement du point moyen de la poutre.

Résultats obtenus

La réponse vibratoire au milieu de la poutre est mesurée et enregistrée. L'utilisation de l'algorithme d'optimisation Nelder-Mead [Byatt, 2003] permet d'obtenir les fréquences w'_o, w''_o, w'_1, w''_1 . À partir de ces valeurs on obtient η et E . La figure 4.32 montre l'évolution du facteur de pertes en fonction de la fréquence. De la même façon, la figure 4.33 montre l'évolution de la partie réelle du module d'élasticité.

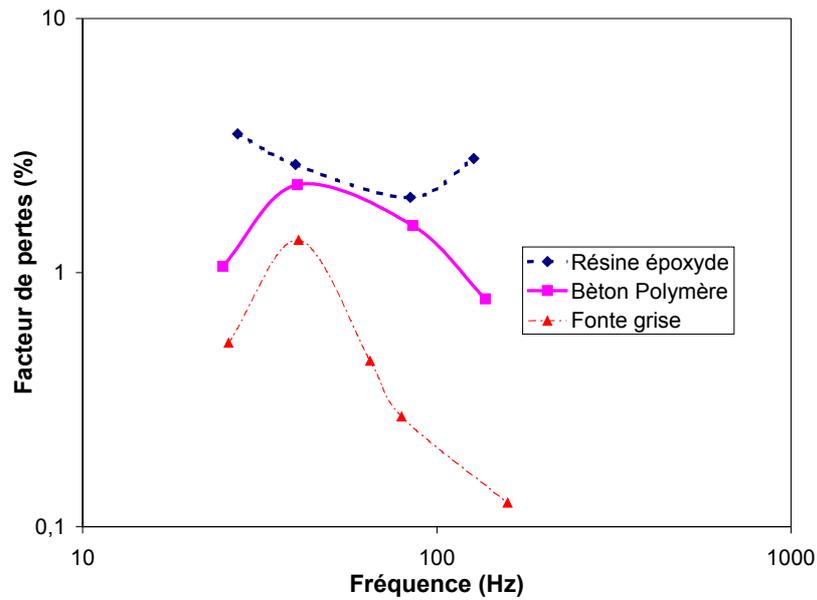


Figure 4.32. Evolution du facteur de pertes en fonction de la fréquence

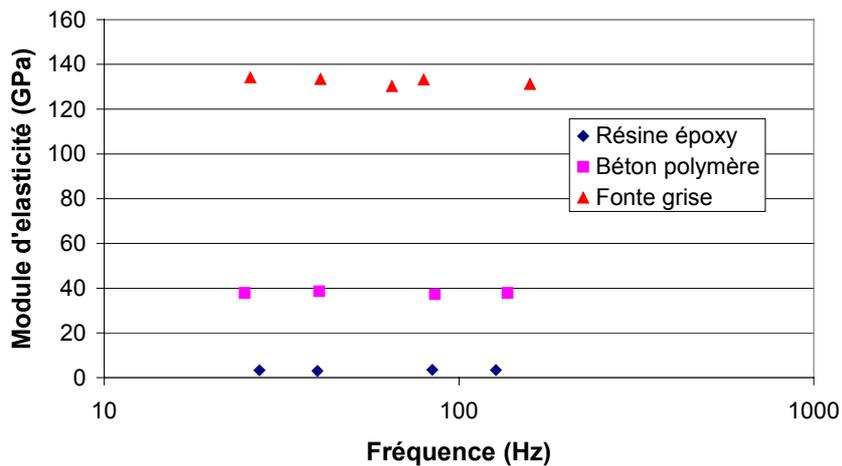


Figure 4.33. Module d'élasticité

On constate d'abord que la résine époxy a le plus grand facteur de pertes des trois matériaux. Grâce à cette propriété, le béton polymère montre un amortissement nettement supérieur à celui de la fonte et du même ordre de grandeur que celui de la résine pour des fréquences élevées. D'autre part, on constate que si la fonte est un matériau amortissant, il ne l'est que dans une gamme très étroite (autour de 40 Hz) et sa capacité d'amortissement décroît rapidement.

En conclusion, on peut dire que dans la gamme de fréquence de travail (0-200 Hz) des machines outils, le béton polymère a une capacité d'amortissement très supérieure à celle de la fonte grise.

4.3.- Conclusions

En utilisant les granulats disponibles (basalte et silice) et en suivant la méthode de Fuller, une formulation de béton polymère a été réalisée pour répondre aux requis définis parmi les modèles micromécaniques développés dans le chapitre précédent. La formulation a dû être ajustée avec de la poudre pour améliorer la moulabilité du mélange. Dans cette étude, deux types de poudre ont été étudiées: le carbonate de calcium et la silice.

Un procédé de mise en œuvre a dû être mise au point, comprenant: le malaxage du mélange, son compactage et le moulage des éprouvettes. Une fois les principaux paramètres de mise en œuvre fixés, des éprouvettes ont été fabriquées et testées.

Les caractéristiques principales mesurées sont rapportées dans le tableau 4.16. On a constaté que le type de poudre ne conduit pas à un changement appréciable de la chaleur massique ni de la conductivité thermique.

Finalement, et en prenant en compte le comportement viscoélastique de la matrice, le comportement au fluage du multimatériaux développé a été déterminé dans la gamme des températures de travail. Le multimatériaux étudié montre un comportement à long terme compatible avec la précision requise par les machines outils de précision.

Masse volumique (ρ)(kg/m ³)	2290
Module de Young (E)(GPa)	40
Contrainte à rupture en traction (MPa)	26
Conductivité thermique (λ) (W/m·K)	3,46
Coefficient de dilatation thermique à 15°C (α)(10 ⁻⁶ K ⁻¹)	16
Chaleur massique (c)(J/kg·K)	890
Facteur de pertes à 40 Hz (η) (%)	2,21
K _{Ic} (MPa·m ^{1/2})	1,9

Tableau 4.16. Caractéristiques du béton polymère développé.

Dans le chapitre suivant les résultats obtenus seront comparés avec les prédictions données dans le chapitre précédent.

Références bibliographiques

- American Society for Testing and Materials**, Linear Thermal Expansion of Rigid Solids with a Vitreous Silica Dilatometer, ASTM Standard No. E228-71
- American Society for Testing and Materials**, Standard Test Method for Linear Expansion of Metals, ASTM Standard No. B95-39
- Andersen, P. J., Johansen, V.**, A guide to determining the optimal gradation of concrete aggregates, Idorn (G. M.) Consult A/S, Birkerød, Denmark, vii, 200 pp. (SHRP-C-334; PB93-191245), (1993)
- ASTM.**, Standard test method for flexural toughness and first crack strength of Fibre Reinforced Concrete (using beam with three-point loading) - ASTM C1018. ASTM Annual Book of Standards, Philadelphia : ASTM, Vol.04.02, pp. 510-516, (1992)
- Ayyar R.S., Deshpande S.N.**, 3rd International Congress on Polymers in Concrete (Proceedings), vol 1, pp.504-523, Nihon University, Fukushima, Japan, (1982)
- Bert C.W.**, Composite materials: a survey of the damping capacity of fiber-reinforced composites, In role of interfaces on material damping, Proceedings of an international symposium, edited by B.B Rath and M.S.Msira, published by ASM, 13-17 October, (1985)
- Byatt D., Coope I., Price C.**, 40 Years of the Nelder-Mead Algorithm, www.cecm.sfu.ca/AAS/coope.pdf, (2003)
- Chrétien G.**, Matériaux composite à matrice organique, Technique et Documentation (Lavoisier), (1986)
- Czarnecki L., Osiecka E.**, Durcissement des bétons polyester en présence d'humidité, Bulletin Liaison Lab. Central de Ponts et chaussées, N°108, pp. 29-36, Juillet - Août, (1980)
- Danis M., Gobbe C. et Royer J.J.**, Procédure d'utilisation d'un conductivimètre à barre divisée pour des échantillons grenus : application au cas des granites, Technical notes Vol. 39, No 10, pp 2183-2187, (1995)
- Dharmarajan N.**, Flexural creep behaviour of polymer concrete systems, Ph.D. thesis, Rice University, (1987)
- Fernández Canovas M.**, Hormigón, Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, (1989)
- Gopalaratnam V.S., Gettu R.**, On the Characterization of Flexural Toughness in Fiber Reinforced Concretes. Cement and Concrete Composites. Vol.17, N°, pp. 239-254, (1995)
- Griffith A.A.**, The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, Phil. Trans. Royal Society of London, Série A221, pp. 163-198, (1920)
- Griffiths R., Ball A.**, An assessment of the properties and degradation behavior of glass-fibre-reinforced polyester polymer concrete, Composites science and technology 60, pp. 2747-2753, (2000)
- Hristova J.**, "Influence of sorbed liquid and temperature on poliéster polymer concrete creep behaviour", AAVV, Polymers in concrete, IV Congreso internacional, Darmstadt (Germany), pp.237-240, 19-21 september ,(1984)
- Irwin G.**, Analysis of Stresses and Strains Near the End of Crack Traversing Plate. Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp. 361-364, (1957)
- JCI.**, Test methods of Fibre Reinforced Concrete, Japan: Japan Concrete Institute, Method of test for flexural strength and flexural toughness of Fibre Reinforced Concrete (Standard SF-4), pp.45-51, (1983)
- Kordina K.**, "Experiments on the influence of the mineralogical carácter of aggregates on the creep of concrete", RILEM Bulletin, Paris n° 6, pp.7-22, March, (1960)
- MatLab v. 6.1.0.450 Release 12.1**, The MathWorks Inc, (2001)
- MEASUREMENTS GROUP, Inc.**, Tech Note TN-513 "Measurement of Thermal Expansion Coefficient Using Strain Gages", (1986)
- Ozkul M.H.**, "Effect of Aggregate on the properties of Epoxi Concrete", ICPC VIII, Oestende (Belgium) 3-5 July , (1995)
- RILEM report 5**, Fracture mechanics test methods for concrete, Chapman et Hall, pp.1-85, (1991)
- RILEM Technical Committee 49TFR**, Testing methods for Fibre Reinforced Cement-Based Composites. Matériaux

et Constructions, Vol. 17, N°3, pp. 239-254, (1984)

Salla J.M., Aguado A., Voids and Porosity in composite materials. Factors Affecting the void content in Polyester Resin Concrete, 1st International Congress RILEM From Materials Science to Material Engineering, Paris, September, (1987)

San José J.T., Hormigón polimérico estructural y decorativo. Aplicación a composites para la construcción, Tesis de doctorado, Universidad Pública del País Vasco, (1996)

SPI Composites Institute, Additives for open-mold RP process, 42th Annual Conference of the SPI Composites Institute, Cincinnati, (1987)

Staynes B.W., "The long term properties of epoxy resin concrete produced by impregnation techniques, AAVV, Polymers in concrete, IV Congreso internacional, Darmstadt (Germany), pp.131-138, 19-21 september, (1984)

Tanabe I., Takada K., Thermal deformation of machine tool structures using resin concrete, JSME International Journal Vol. 37, (1994)

Tavares C.M.L., Ribeiro M.C.S., Ferreira A.J.M., Guedes R.M., Creep behaviour of FRP-reinforced polymer concrete, Composite Structures 57, pp.47-51, (2002)

Wiele H., Gropp H., Menz P., Einsatz von Reaktionsharzbeton im Werkzeugmaschinenbau, Fertigungstechnik und Betrieb, Berlin 41, 2, pp. 92-95, (1991)

CHAPITRE 5 : VALIDATION DE LA DEMARCHE DE CONCEPTION D'UN MULTIMATERIAUX

Une fois le multimatériau conçu, réalisé et testé, la validité de la démarche de conception qui a été utilisée, est avérée si le rapprochement entre résultats expérimentaux et prédiction des comportements conduisent à un bon accord. C'est l'objectif de ce dernier chapitre qui a également pour objet de tenter de généraliser la démarche à l'aide d'autres études effectuées par ailleurs et à l'aide de perspectives de renforcement local du béton-polymère par des fibres.

5.1.- Comparaison entre résultats expérimentaux et prédictions

Les prédictions des caractéristiques réalisées dans le chapitre 3 ainsi que les résultats obtenus dans le chapitre 4 sont présentées dans le tableau 5.1. Les caractéristiques du béton polymère utilisé pour la fabrication des bâtis de machine outil sont aussi rapportées.

	Béton polymère			Fonte **
	Prédiction	Obtenue	Bibliographie*	
Masse volumique (ρ)(kg/m ³)	2455	2290	2200-2500	7200
Module de Young (E)(GPa)	32	40	30-50	150
Contrainte à rupture en traction (MPa)		26	12-20	
Conductivité thermique (λ) (W/m·K)	3,6	3,46	1-4	53,5
Coefficient de dilatation thermique à 15°C (α)(10 ⁻⁶ K ⁻¹)	11,9	16	7-17	12
Chaleur massique (c)(J/kg·K)	831	890	600-1250	460
Facteur de pertes à 40 Hz (η) (%)	2	2,21		
K_{Ic} (MPa·m ^{1/2})		1,9		20

* [Tanabe, 1994], [Studer, 1981]

** [Tanabe, 1994], [Cebon,2001]

Tableau 5.1

La masse volumique obtenue est inférieure à celle estimée en raison principalement de la présence des vides qui n'ont pas été pris en compte.

Le module d'élasticité obtenu est nettement supérieur à la valeur estimée. Cette dispersion est surtout due à la grande largeur de la fourchette de valeurs trouvées pour les cailloux, en fonction de leurs composition minéralogique, densité, structure, degré

d'endommagement, etc. La mesure précise de ces valeurs s'écartant des besoins de cette étude on peut considérer qu'il y a un accord suffisant entre les deux valeurs.

La valeur expérimentale obtenue pour le module d'élasticité nous permet de diminuer l'épaisseur de la section de référence (figure 2.5), de 162 mm à 87 mm de sorte que pour des raisons de sécurité, des épaisseurs minimales de 100 mm sont couramment prises en compte, ce qui réduit notablement le prix de la structure.

Finalement, il faut remarquer la dispersion obtenue pour la valeur du coefficient de dilatation thermique qui, comme constaté dans le paragraphe suivant, aurait une forte influence négative sur la stabilité thermique du bâti.

5.1.1.- Bilan et discussion au niveau de la stabilité thermique du bâti

À partir des valeurs obtenues pour le béton polymère développé (tableau 5.1) on a évalué avec la méthode des éléments finies (annexe 3) l'indice de performance I_{th} (tableau 5.2). La figure 5.1 permet de comparer le comportement thermique du béton polymère obtenu avec le comportement estimé et avec celui de la fonte de référence.

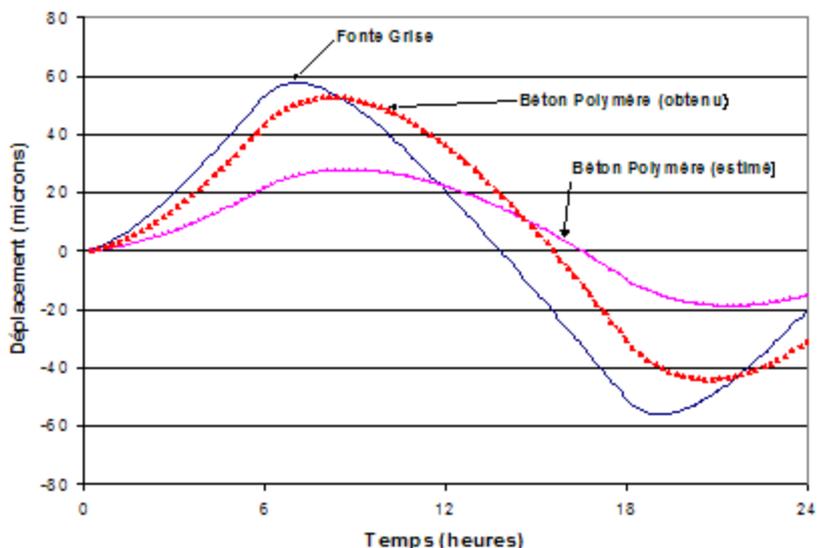


Figure 5.1. Déformation pendant un cycle thermique

	Fonte grise de référence	Béton Polymère	
		Estimée	Obtenu
I_{th}	57,7	27,8	52,8

Tableau 5.2. Comparative des indices thermiques.

On constate que bien que le comportement de la structure réalisée avec le béton polymère obtenue est plus performant que celui de la fonte de référence, il est très loin de ce qui était escompté. En regardant les résultats du plan d'expériences thermique (annexe 3) on remarque que les paramètres les plus influents sur le déplacement thermique sont le coefficient de dilatation thermique et l'épaisseur (figure A3.3):

- plus élevée est le coefficient de dilatation thermique plus importante serait la déformation du bâti;
- plus grande est l'épaisseur de la paroi plus petit est la déformation du bâti.

Or dans notre cas, le coefficient de dilatation thermique obtenu est supérieur à celui estimée. Ce fait avec la réduction d'épaisseur qui peut être effectué grâce au valeur du module d'élasticité provoquent une déformation thermique supérieure à l'estimation réalisée. Il est évident que si l'on augmente l'épaisseur de la structure on réduira la déformation thermique mais avec un coût supérieur.

5.1.2.- Bilan et discussion au niveau de la capacité d'amortissement du bâti

De la même façon l'indice de performance dynamique I_{dyn} a été obtenu (tableau 5.3).

	Fonte grise de référence	Béton Polymère	
		Estimée	Obtenue
I_{dyn}	71	0,11	0,51

Tableau 5.3. Comparative indices de performance dynamiques.

On constate que conformément à ce qui était prévu, le multimatériaux proposé est beaucoup plus performante que la fonte. Dans ce cas, l'influence du changement d'épaisseur par rapport à la valeur estimée a une importance inférieure car c'est l'amortissement (facteur de pertes) et le module d'élasticité qui ont une plus grande importance. Ainsi, la valeur du facteur de pertes obtenue est supérieure a celle estimée, ce qui augmente la raideur dynamique de la structure. Ce fait est accentué par une valeur du module d'élasticité nettement supérieure à l'estimation faite.

5.1.3.- Bilan et discussion au niveau économique et écologique

Si l'on prend en compte uniquement le prix du kg de matériau il est évident que la solution en béton polymère serait plus coûteuse. En effet, bien que la densité du béton polymère soit trois fois plus faible que celle de la fonte, les épaisseurs nécessaires avec le béton polymères sont supérieures pour avoir la même raideur. Cependant si l'on prend en compte tous les coûts nécessaires pour produire un bâti prêt à son utilisation (voir paragraphe 3.3.2), le coût de la nouvelle solution peut être égal ou voir inférieur suivant de la quantité de pièces à produire à celui de la fonte.

L'utilisation de noyaux perdus permet de réduire la masse globale du bâti [Wiele, 1992]. De même, l'utilisation d'inserts métalliques, de tuyaux hydrauliques et de gainages de fils mis en place avant la coulée du béton, réduisent les coûts de fabrication des bâtis (figure 5.2).



Figure 5.2. Exemples d'inserts utilisées avec le béton polymère.

Finalement, les techniques de réplcation, permettent réduire, voir éliminer, les opérations d'usinage. D'autre part, la possibilité de fabrication des bâtis dans la même entreprise, permet de réduire les coûts de transport et le délai de fabrication, ce qui est très valorisé par les fabricants de machines outils.

Par rapport au coût écologique, l'utilisation du béton polymère apporte des avantages par rapport à la fonte:

- l'épargne énergétique est aussi important dans la fabrication des bâtis que dans son recyclage (figure 5.3) [Studer, 1984];
- la réduction des résidus nécessaires à la fabrication du matériau (la production de la fonte produit 0,5kg de sables de déchets par kg de fonte fabriquée [IHOBE, 1998];

- la réduction des émissions à l'atmosphère principalement dans le processus de fusion et dans le circuit du sable de fonderie (particules et CO₂);
- la possibilité de réutilisation du béton polymère soit par concassage, soit par décomposition de la matrice [Wiele, 1992]. Le béton polymère ne peut pas être recyclé mais sa réutilisation nécessite une consommation d'énergie très inférieure à celui de la fonte (100% recyclable) qui est très onéreuse [Ashby, 1999];

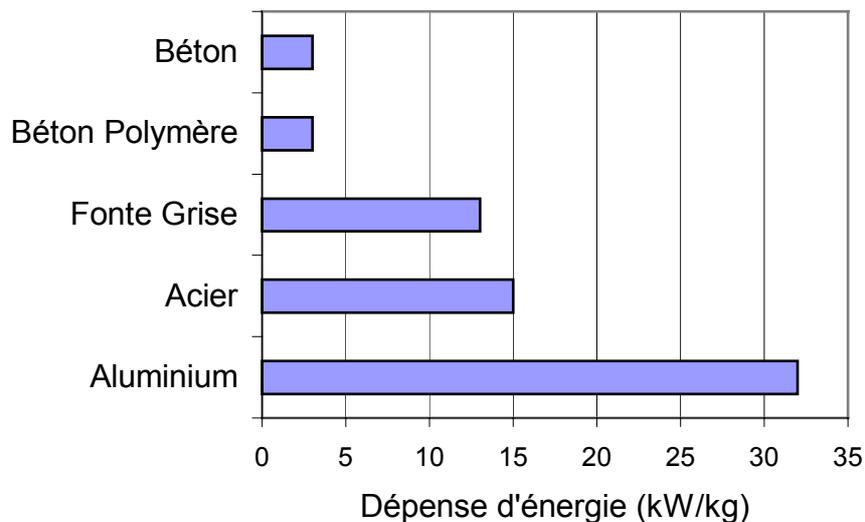


Figure 5.3. Dépense d'énergie à la fabrication

D'autre part, les conditions de travail pour la fabrication des structures en béton polymère sont très améliorées par rapport à la fonte:

- réduction de la pollution du site de travail;
- bruit lié à la production (dans le cas de la fonte on arrive à 117dB(A) dans les opérations d'ébavurage);
- élimination des dangers de brûlures dues au métal liquide;

Cependant, les résines époxydes peuvent provoquer des irritations cutanées sur les sujets allergiques après contacts répétés [Weiss, 1994], donc des précautions doivent être prises dans la manipulation des produits.

5.2.- Réitération de la démarche de conception. Perspective d'amélioration du multimatériaux du bâti grâce à la combinaison d'un troisième constituant : un renfort fibreux.

L'amélioration thermique obtenue étant très petite par rapport à la fonte, on peut se demander s'il est possible améliorer cette performance en appliquant à nouveau la méthodologie de conception du multimatériau proposé dans le paragraphe 3.1.2.

En regardant l'annexe 3, on constate (figure A.3.3) que le paramètre qui a la plus grand influence sur l'indice de performance thermique est le coefficient de dilatation thermique. La résine ayant un coefficient très élevé et en regardant les modèles micromécaniques (paragraphe 3.2.2) on a l'intérêt de réduire au maximum son pourcentage.

La sélection d'un processus de fabrication permettant cette réduction aurait donc une influence positive sur le coefficient de dilatation thermique. Ainsi, l'imprégnation des cailloux par infusion (Fully Separated Technology)(paragraphe 3.3.1), s'avère comme une amélioration. Cependant pour avoir l'incidence nécessaire le pourcentage de résine nécessaire serait trop petit. Pour avoir des déformations thermiques désirés, il faut donc agir sur le matériau lui même.

En utilisant la base de données CES [Cebon, 2001] on constate qu'il y a des matériaux ayant un coefficient de dilatation thermique nul, voir négative. En choisissant une architecture particulière du nouveau constituant et un coefficient de dilatation thermique égal à 0 (cas de la fibre de carbone), et en prenant en compte le modèle micromécanique (3.2.2) on constate (figure 5.4) que le pourcentage de carbone nécessaire est de plus de 10%.

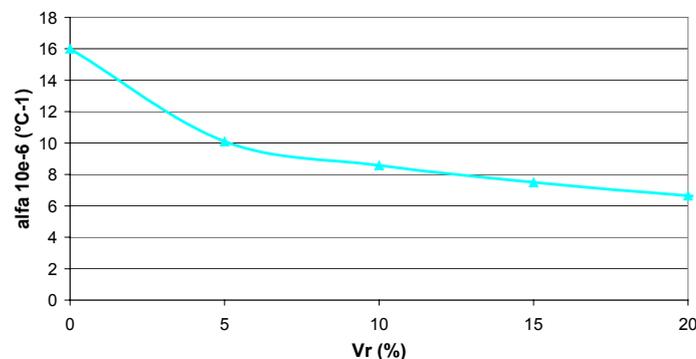


Figure 5.4.Évolution du coefficient de dilatation en fonction du % volumique de renfort en carbone.

Cependant, l'utilisation d'une quantité additionnelle de renfort a une incidence négative car il est nécessaire l'utilisation d'un surplus de résine qui a une influence contraire à l'effet recherché. Ce qui fait que cette solution ne soit pas envisageable. Il faut donc penser à changer l'architecture d'assemblage et les mécanismes fonctionnels, ce qui nous amènerait vers la recherche d'un nouveau constituant.

De façon à limiter la déformation thermique entre meule et pièce on peut penser à réaliser un renforcement thermique (figure 5.5).

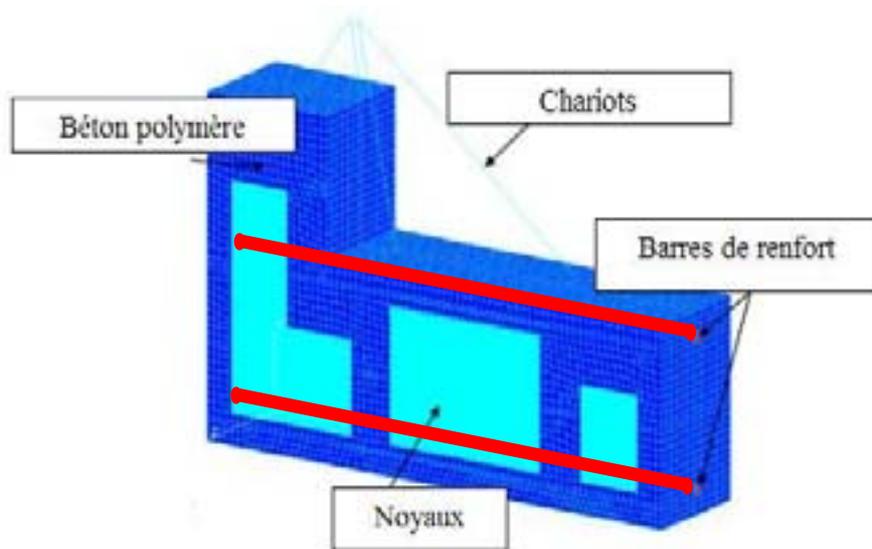


Figure 5.5. Renforcement thermique du bâti.

Il nous faut chercher un matériau ayant un coefficient de dilatation thermique faible, voir nul. Cependant il n'est pas suffisant ce fait, parce qu'il faut à la fois que le renfort ait une raideur suffisante pour réduire la déformation de l'ensemble de la structure. Il faut donc rechercher des matériaux ayant d'une part un faible coefficient de dilatation thermique et d'autre un module d'élasticité suffisante. On regarderait donc l'indice de performance E/α . Avant faire la recherche des constituants, on doit limiter le nombre de matériaux car il faut que le matériau recherché aie un coefficient de dilatation thermique inférieure à celui du béton polymère obtenue (16°C^{-1}) et d'autre un module d'élasticité nettement supérieur à celui du béton (40 GPa) de façon à qu'il soit capable de réduire la déformation thermique globale. On élimine donc des matériaux ayant un coefficient de dilatation thermique supérieure à 16°C^{-1} et un module d'élasticité supérieure à 120 GPa. Or le matériau doit être compatible avec la résine époxy et doit pouvoir être transformé sous forme des barres. En regardant les solutions obtenues (figure 5.6), on constate que seul l'INVAR et la fibre de carbone sous forme

unidirectionnel peuvent donner une solution satisfaisante. Dans cette étude la solution choisie est celle des profils de carbone-epoxy pultrudés (compatible avec la matrice du béton). Une fois choisi le matériau de renfort, l'étude par éléments finis permet de définir la distribution des renforts. Ainsi et pour les caractéristiques des barres pultrudés choisies (tableau 5.4), pour un diamètre de 30 mm et un écartement de 300mm entre renforts on obtient une amélioration importante de l'indice de performance thermique (figure 5.7).

	% V	E (GPa)	α ($\times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$)	c(J/kg·K)	λ (W/m·K)	ρ (kg/m ³)
T300/N52	50	129	0,02	950	5	1490

Tableau 5.4. Caractéristiques des barres pultrudées.

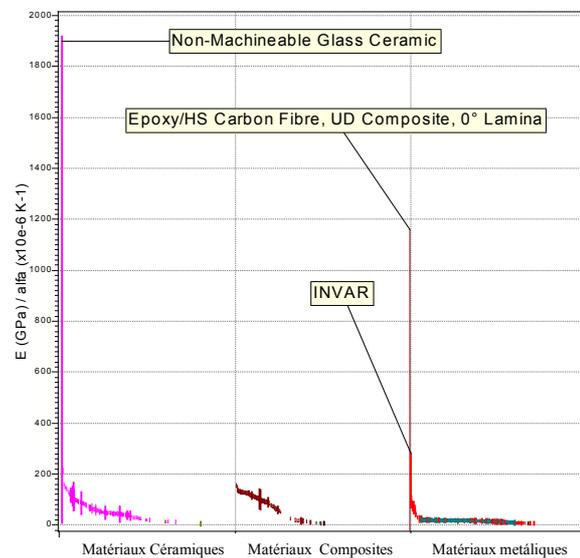


Figure 5.6. Recherche matériaux thermiquement stables.

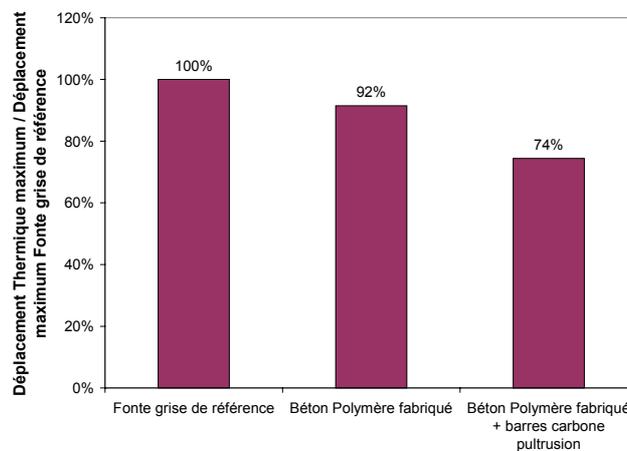


Figure 5.7. Amélioration du comportement thermique du bâti grâce au renfort en carbone

5.3.- Généralisation de la démarche.

La meilleure façon de montrer la validité d'une méthode est de l'appliquer à plusieurs cas pour lesquels elle a été développée. Il faut donc d'abord recenser les cas d'étude pour lesquels la méthode est applicable. Dans ce travail nous nous sommes consacrés à l'étude du développement de multimatériaux. Il faut donc d'abord se demander les raisons pour lesquelles il faut développer une solution multimatériaux. Dans ce paragraphe ont été étudiés cinq cas différents, chacune d'entre eux montrant une démarche différente dans l'organigramme proposé dans le chapitre (entre parenthèse on mentionne le cas particulier traité):

1. il y a une incompatibilité des exigences relatives au matériau. C'est le cas du développement d'un produit inexistant. Dans ce cas aucune solution en matériau monolithique ne peut être trouvée (réservoir de matières énergétiques);
2. on souhaite améliorer les performances d'une solution existante. Si le matériau monolithique utilisé était le plus performant il faut concevoir un multimatériaux (bâti en fonte grise);
3. on essaie de réduire le coût global d'un produit en prenant en compte tout son cycle de vie (développement et production, utilisation, recyclage à la fin de vie). C'est le cas de l'utilisation des matériaux composites et de sandwich pour alléger les structures dans le domaine du transport (structure sandwich);
4. on souhaite intégrer de nouvelles fonctions dans un produit existant (sandwich acier/matériau viscoélastique pour l'automobile);
5. on souhaite améliorer la faisabilité d'une solution existante (procédés hybrides thermoformage/injection pour des pièces de grande surface).

Dans chaque cas il convient de montrer où se fait l'entrée dans l'organigramme (figure 3.6), avec quel type de données, quel est le but recherché et quelle est la démarche qui doit être suivie. Le numéro entre parenthèse permet de suivre l'ordre des étapes à passer dans chaque cas.

1.- Réservoir de matières énergétiques

Ce cas a été traité par Kromm [Kromm, 2002]. D'après le cahier des charges client (1) et l'analyse fonctionnelle qui en découle (2), trois fonctions principales ont été définies pour le réservoir:

- le déconfinement de la matière énergétique à une température de 150°C et, bien sûr, la tenue de la pression interne jusqu'à cette température,
- l'isolation thermique du fluide pour éviter sa dégradation,
- la résistance aux chocs.

La recherche d'une solution avec un matériau monolithique montre qu'aucun matériel remplit ces fonctions (4). On est donc conduit vers une solution multimatériaux. La partition du cahier des charges fonctionnelles permet de gérer l'incompatibilité.

Dans ce cas là, on entre dans l'organigramme à l'étape 6. Les résultats des étapes précédentes (cahier des charges fonctionnel et des matériaux) font partie des données permettant la recherche du multimatériaux : le déconfinement de la matière énergétique, l'isolation thermique et la résistance aux chocs.

L'analyse de la fonction résistance aux chocs fait appel au choix d'une architecture. Ainsi, pour éviter l'explosion du réservoir, il faut empêcher qu'une onde de choc trop importante se propage dans l'explosif. Le choix d'une structure de type grille composite mettant en œuvre de nombreuses interfaces est de nature à provoquer la déstructuration du choc.

La sélection de l'architecture et des mécanismes fonctionnels (6a et 6b), permettant de répondre à la fonction recherchée, définit les cahiers des charges des constituants (6c), et donc leur sélection (6d). De cette façon, l'épaisseur du réservoir est découpée pour répondre aux fonctions requises et contraintes imposées (figure 5.8):

- isolation thermique;
- compatibilité avec le fluide;
- dé-confinement du fluide;
- résistance à la pression interne et résistance aux chocs.

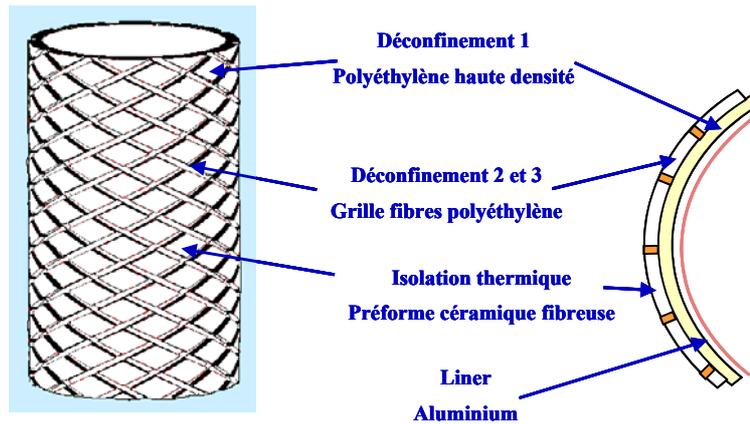


Figure 5.8. Solution multimatériaux du réservoir de matières énergétiques.

La simulation numérique de la solution développée permet de montrer la viabilité de la solution obtenue (7a). Cependant, une telle solution fait appel à la mise au point d'un procédé de mise en oeuvre (7b). En effet, la définition du procédé de mise en oeuvre fait partie intégrante de la conception car elle conditionne la viabilité de la solution proposée. Une fois le procédé conçu, on doit vérifier que la variabilité des conditions de mise en oeuvre n'agit pas sur les caractéristiques de la structure développée.

Une fois la viabilité de la structure démontrée et suite à son optimisation on vérifie à travers sa fabrication et des essais la validité de la solution développée. Si le résultat est satisfaisant on considère la conception comme état terminée. Si n'est pas le cas on doit recommencer la conception soit dans l'étape 7 dans le cas où un autre procédé de mise en oeuvre pourrait être satisfaisant ou à l'étape 6 en recherchant d'autres architectures et mécanismes fonctionnelles faisant appel à un cahier des charges différent et donc une sélection de constituants différents.

2.- Bâti en fonte grise

C'est le cas qui a été développé dans ce travail suivant la méthode proposée. L'incompatibilité des contraintes du CdC étant montrée (stabilité thermique et dynamique) (4), la partition du cahier des charges fonctionnelles permet de gérer l'incompatibilité. Dans ce cas le cahier des charges fonctionnelles devient cahier des charges des constituants (6c). La recherche des matériaux (6d) répondant de façon indépendante au cahier des charges fonctionnelles nous conduit vers les cailloux pour améliorer la stabilité thermique et la résine pour la stabilité dynamique (6c et 6d). La

sélection des cailloux nous impose l'architecture granulaire et nous impose donc les mécanismes de couplage.

La détermination des propriétés du multimatériau par homogénéisation numérique nous permet sa validation (7a) ainsi que l'étude de variabilité (7c). La définition d'un procédé de mise en œuvre (7b) nous permettant d'obtenir le multimatériau développé complète l'étape 7. Les étapes suivantes sont les mêmes que pour le cas précédant.

3.- Structure sandwich

Les progrès constants exigent de prendre en compte tout le cycle de vie d'un produit. De cette façon, une solution monolithique qui apparaît comme une solution bon marché peut être au contraire coûteuse. C'est par exemple, le cas des structures utilisées dans le domaine du transport. Dans ce cas, l'utilisation d'un matériau monolithique bon marché (cas de l'acier par exemple) devient chère si l'on prend en compte la consommation supplémentaire de matière, d'énergie,... que génère l'excès en poids.

Le développement d'une structure multimatériau réduit cet impact. On aborde la méthode en choisissant une architecture (6b). Le choix d'une structure (dans ce cas, le sandwich) nous conduit vers différents cahiers des charges pour les constituants (peau et noyau) (6c):

- la peau donnant la raideur à la structure;
- le noyau remplissant d'autres fonctions (raideur au cisaillement, isolation thermique,...).

La validation structurale qui peut être faite par simulation numérique (7a) permet d'évaluer le potentiel de la solution obtenue.

L'assemblage des matériaux exige la mise au point d'un procès de fabrication adapté (7b).

4.- Sandwich acier/matériau viscoélastique pour l'automobile

La tôle d'acier est le matériau le plus utilisé pour la fabrication des carrosseries d'automobiles (excepté des voitures haut de gamme). En effet, ce matériau répond aux besoins des clients avec un coût attractif. Cependant, la réduction du niveau de vibrations et, donc, la diminution exigée au niveau du bruit, fait apparaître une nouvelle fonction: être amortissant.

Les contraintes de raideur et de géométrie (épaisseurs) imposent un module d'élasticité au moins égal à celui de l'acier. Cependant, l'acier manifeste un faible facteur de pertes. La recherche d'une solution plus performante que la solution actuelle (acier) montre (figure 5.9) qu'il y a des solutions, mais si l'on ajoute l'astreinte coût, on ne trouve pas de solution et on doit aller vers un multimatériaux.

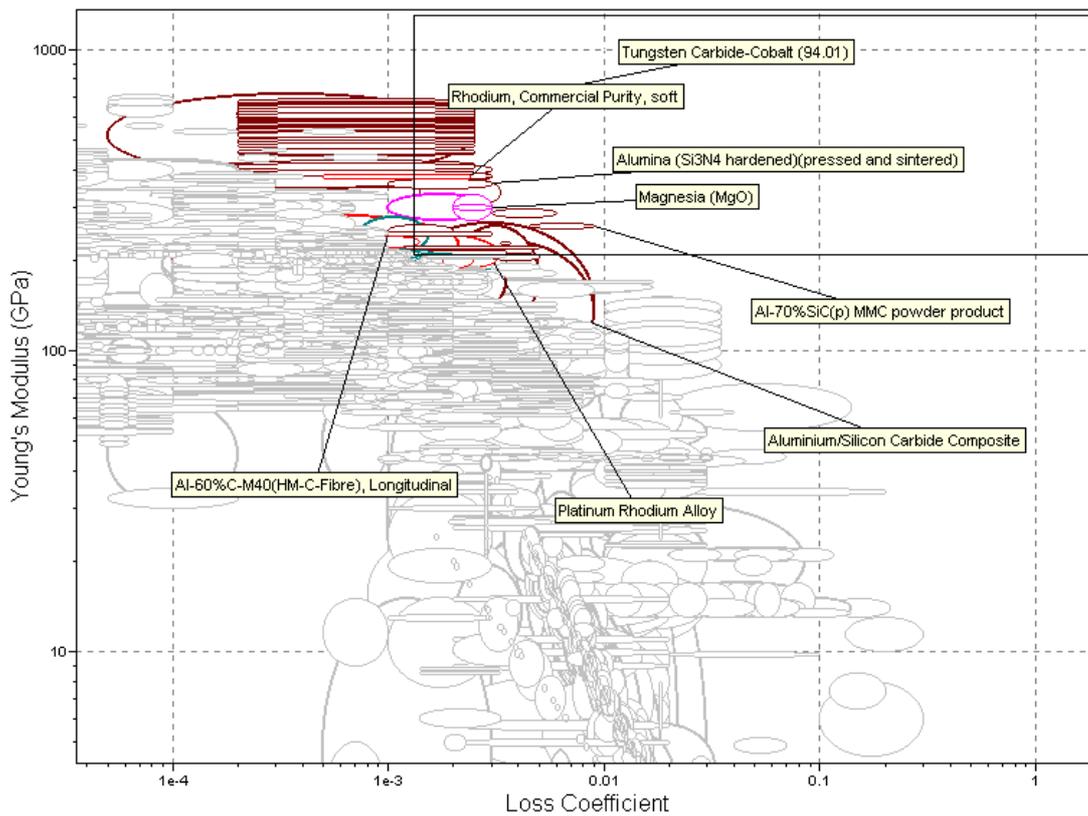
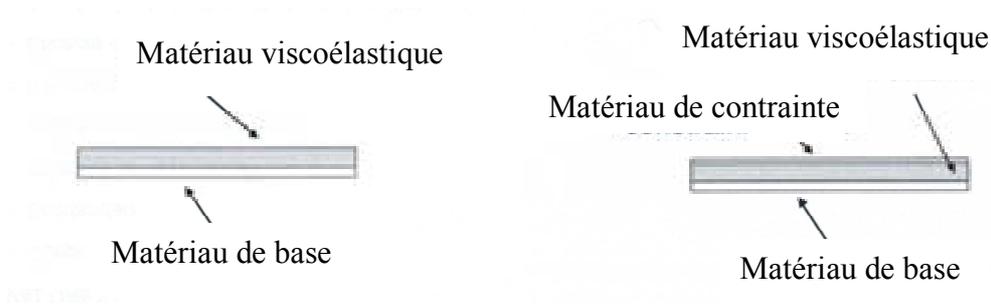


Figure 5.9. Domaine de solutions plus performantes que l'acier du point de vue vibrations, pour l'automobile.

Le cahier des charges fonctionnelles de la solution existante devient la source principale des données. Une première approche consiste à garder l'acier comme constituant et chercher un deuxième constituant pour augmenter le facteur de pertes. Deux procédés de traitement de surface sont les plus utilisées pour augmenter l'amortissement passif des structures soumises à la flexion [Tomlinson, 2001]: Free Layer Damping (FLD) et Constrained Layer Damping (CLD) (figure 5.10).



a) Free Layer Damping.

b) Constrained Layer Damping.

Figure 5.10. Types de traitement de surface pour augmenter l'amortissement.

Or à cette étape, il faut choisir une architecture plus intéressante du point de vue amortissement. Dans le cas où la structure serait soumise à des efforts de flexion, la solution FLD fait travailler en traction-compression le matériau viscoélastique, alors que la solution CLD fait travailler en cisaillement le matériau viscoélastique. L'effort de cisaillement provoque une plus grande perte d'énergie avec des faibles déformations et conduit à retenir cette solution.

La partition du cahier des charges fonctionnel permet à nouveau de résoudre le problème et nous conduit vers une solution multimatériaux: sandwich avec les peaux en acier et l'âme en matériau viscoélastique. En effet, les peaux en acier donnent au multimatériaux la raideur nécessaire en respectant l'astreinte coût. L'introduction d'une couche fine (20 à 60 microns) d'un matériau viscoélastique entre deux plis d'acier apporte à la structure l'amortissement nécessaire.

La viabilité de la solution dépend de sa faisabilité, engendrant l'adaptation des procédés de conformation ou le développement de nouvelles méthodes de mise en œuvre.

5.- Procédés hybrides thermoformage/injection pour des pièces de grand surface

Il existe une famille de pièces en plastique qui ont une caractéristique en commun: ils s'agit de pièces avec une grande surface et une épaisseur réduite. Les procédés de fabrication actuellement utilisés ont beaucoup d'inconvénients:

- injection thermoplastique: il exige l'utilisation de grosses machines d'injection, le développement du produit est très complexe et les moules sont très chers;

- thermoformage: les limitations géométriques des pièces empêchent son utilisation pour les pièces structurales;
- moulage par compression de composites thermoplastiques: des limitations géométriques et faible intégration de fonctions.

Le développement d'un procédé hybride injection thermoplastique sur une préforme obtenue par thermoformage permet de résoudre ces problèmes [Aurrekoetxea, 2004]. Or le développement de ce procédé ouvre les portes de l'amélioration des performances de la pièce avec l'utilisation des multimatériaux. En effet, de nombreuses pièces de ce type présentent des fonctions très différentes. En prenant par exemple le cas d'une pièce de carrosserie, elle est composée par une peau esthétique et un squelette structural. Le procédé hybride et l'utilisation d'une solution multimatériaux permet d'obtenir une pièce mieux adaptée aux fonctions (peau avec fonction esthétique et squelette avec fonction structurale) et avec un prix de fabrication amélioré.

Conclusions

Dans tous ces cas, on constate que la méthode générale proposée dans ce travail, nous permet d'une part de reconnaître le cas où il faut se diriger vers une solution multimatériaux et d'autre part, elle nous propose les étapes à suivre pour arriver à une solution multimatériaux adaptée au cahier des charges client. Cette méthode avec l'aide de méthodes de conception comme celles qui ont été présentées au chapitre 3, constituent une méthode de conception des multimatériaux.

Finalement, il faut dire que cette méthode ne donne pas des solutions mais elle oriente effectivement la recherche d'une solution multimatériaux.

5.4.- Conclusions

Ce chapitre a montré la validité de la démarche proposée dans le chapitre 3. Ainsi, le multimatériaux développé a un comportement amélioré par rapport à la fonte grise utilisé couramment dans la fabrication des bâtis de machine outil. Cependant l'amélioration du comportement thermique n'étant pas aussi performant qu'on le voudrait, une nouvelle application de la méthode de conception des multimatériaux nous permet de proposer des solutions.

La modification du procédé de mise en œuvre permet une réduction de la quantité de résine et donc une réduction du coefficient de déformation thermique, mais

c'est la recherche de nouveaux matériaux pour la définition du multimatériaux qui permet une amélioration significative. Dans ce cas, la définition d'une nouvelle architecture d'assemblage du nouveau matériau avec le multimatériaux déjà développé, nous conduit vers une structure de renforcement thermique formée par des profils pultrudés en carbone-époxy. On constate de cette façon, le caractère itératif de la démarche dans le procédé de conception d'un multimatériaux. La validation du multimatériaux développé n'a pas été fait uniquement du point de vue technique mais aussi des point de vue économique, écologique et d'hygiène et sécurité.

Il faut remarquer le rôle de guide de la méthode proposée. En effet, cette méthode ne propose pas des solutions et ne sert que de guide de développement. Finalement et avec pour objectif de valider la méthode, celle ci a été appliquée à d'autres cas développés par ailleurs.

Bien sûr, avant de penser à la matérialisation de la méthode sous la forme d'un système expert il faudrait confronter la méthode à d'autres cas de développement de multimatériaux.

Références bibliographiques

Ashby M.F., Materials selection in mechanical design, Butterworth Heinemann, (1999)

Aurrekoetxea J. et al., VIII Congreso Nacional de Materiales, ISBN:84-9705-594-2, SPUV, 2004

Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L., Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd, (2001)

IHOBE S.A., Libro blanco para la minimización de residuos y emisiones : Arenas de moldeo en funciones férreas, IHOBE S.A, (1998)

Kromm F.X., Contribution à la définition d'une démarche de conception de multimateriaux: Application à la mise en œuvre d'un réservoir permettant le déconfinement de matières énergétiques, Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, (2002)

STUDER, Publication : TI 42, Edition 10.84, (1984)

Tanabe I., Takada K., Thermal deformation of machine tool structures using resin concrete, JSME International Journal Vol. 37, (1994)

Tomlinson G.R., SD 2000 State of the art review: damping, D.J. Inman (Eds.), Structural Dynamics 2000: Current Status and Future Directions, Research Studies Press, Philadelphia, (2001)

Weiss J., Dessarthe A., Toxicité, recyclabilité éco-bilan des matières plastiques, Le choix des matériaux en mécanique, Démarches, critères et outils, CETIM, (1994)

Wiele H., Gropp H., Menz P., Einsatz von Reaktionsharzbeton im Werkzeugmaschinenbau, Fertigungstechnik und Betrieb, Berlin 41, (1992) 2

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'objectif de ce travail était de contribuer à la mise au point d'une méthode de conception de multimatériaux à partir de la reconception d'un composant de machine-outil, dont le cahier des charges fonctionnelles induit par les attendus des clients, conduisait à des requis au niveau du cahier des charges matériau que les matériaux actuellement disponibles ne pouvaient pas satisfaire.

Le bâti se distingue par son importance dans le comportement de la machine et il a été pris pour mener cette étude. En effet, son comportement a une importance décisive dans la précision de la machine.

Considérant désormais le multimatériaux comme une structure, son cahier des charges devient fonctionnel et il est alors possible d'essayer d'exploiter les méthodes de conception de produits actuellement disponibles dans la littérature pour concevoir un multimatériaux.

La démarche qui a été proposée reprend donc pour l'essentiel une démarche de conception de produit.

L'analyse des méthodes de conception les plus répandues a montré qu'elles ne sont pas adaptés à la conception de multimatériaux. Toutefois, il a été possible d'adapter plusieurs de leurs principes. Parmi eux il faut remarquer l'importance d'une rédaction rigoureuse du cahier de charges fonctionnel ainsi que son analyse, car il guide le devenir de la méthode de conception.

La traduction du cahier de charges fonctionnelles en cahier des charges matériau devient alors une étape critique. L'utilisation des indices de performance permet de résoudre en partie ce problème. Or, dans des cas de comportement complexe, il n'est pas évident d'obtenir des indices de performance. C'est le cas du comportement thermomécanique du bâti.

Il s'avère donc nécessaire de donner au concepteur des méthodes permettant donner réponse à ce problème. Plusieurs méthodes peuvent être proposées:

- le plan d'expériences. Son utilisation et la correcte définition de la fonction recherchée permet de définir des indices de performance.
- les algorithmes génétiques. Méthodes de recherche « aveugle » reposant sur les mécanismes de la sélection naturelle, sur la représentation binaire de l'ADN et sur le principe fondamental de Charles Darwin: la survie du

plus robuste. À partir de la mutation des solutions connues il est possible d'obtenir une solution plus robuste répondant mieux au problème posé. Cette méthode a été utilisée par exemple pour définir de nouveaux principes d'innovation qui résolvent les contradictions techniques dans la résolution des problèmes créatifs (TRIZ).

La méthode choisie dans cette thèse a été les plans d'expériences, méthode plus simple et donnant des solutions suffisamment précises pour le but recherché.

Parmi les requis les plus importants pour évaluer la qualité technique d'une machine outil, on trouve sa stabilité thermique face aux variations de température ambiante et la raideur dynamique dans la gamme des fréquences de travail. Dans ce cas, la géométrie de la solution adoptée ainsi que les caractéristiques des matériaux prises en compte ne peuvent pas être découplées. Ces comportements étant très complexes, des indices de performance ont été proposés et définis en utilisant un modèle linéaire pour réaliser des plans d'expériences numériques menés à l'aide de la méthode des éléments finis; ces indices permettent d'une part, de classer la qualité de chaque matériau et d'autre part de définir le niveau requis pour la nouvelle solution.

L'incompatibilité trouvée entre l'amélioration du comportement thermique et dynamique et avec d'autres contraintes (notamment délai de fabrication, coût et raideur) par rapport à la solution actuelle du bâti (fonte grise), montre que, seul le béton hydraulique est retenu comme une solution améliorant le comportement thermique et dynamique du bâti en fonte. Ce dernier présente des inconvénients rendant son utilisation très discutable. La recherche d'un multimatériau s'avère comme une possible solution.

La sélection de l'architecture et des mécanismes fonctionnels permet la définition du cahier des charges des constituants et donc leur sélection. Dans notre cas, une analyse des fonctions de la matrice et des cailloux du béton hydraulique, montre qu'on peut faire une partition de son cahier de charges, car les fonctions de ces deux matériaux sont très différentes. Dans ce cas, l'architecture des constituants est fixée et il ne reste plus qu'à faire la sélection des constituants.

La recherche d'une matrice résolvant les problèmes du ciment hydraulique a conduit vers la résine époxy.

L'utilisation des modèles micromécaniques nous a permis de déduire les caractéristiques d'un béton polymère répondant aux caractéristiques et donc aux indices de performance recherchés.

En utilisant les granulats disponibles (basalte et silice) et en suivant la méthode de Fuller, une formulation de béton polymère a été réalisée pour donner réponse aux requis définies parmi les modèles micromécaniques.

La nécessité de combiner des matériaux, conduit à rechercher et à définir simultanément les principaux aspects d'un procédé d'élaboration permettant obtenir le matériau conçu. Un procédé de mise en œuvre a dû être mis au point, comprenant: le malaxage du mélange, son compactage et le moulage des éprouvettes.

Une fois fixés les principaux paramètres de mise en œuvre, des éprouvettes ont été fabriquées et testées. Ces résultats sont nécessaires pour valider la démarche suivie pour la sélection de matériaux, la détermination de ses pourcentages et bien sûr pour valider le procédé de fabrication développé.

Les résultats des essais ont montré que si le béton est une meilleure solution du point de vue thermique et dynamique que la fonte, l'amélioration thermique n'est pas suffisante.

La méthodologie proposée, présentant un caractère itératif, peut être à nouveau appliquée pour la recherche d'un nouveau multimatériau ayant comme base le béton polymère.

Les modèles micromécaniques montrent qu'avec une architecture granulaire il n'est pas possible de trouver une solution convenable par addition d'un troisième constituant. Dans ce cas il faut définir une nouvelle solution architecturale.

L'utilisation des éléments de renfort thermique s'avère comme être une nouvelle solution. Une nouvelle application de la méthode de sélection des matériaux utilisée par le logiciel CES, permet la recherche du constituant accomplissant cette nouvelle fonction (renfort thermique). Cette nouvelle fonction faisant appel d'une part à la stabilité thermique du renfort et d'autre part à une raideur suffisante pour empêcher la déformation globale de la machine, montre que les seules solutions compatibles avec le CdC sont l'invar et la fibre de carbone unidirectionnel. La simulation de la nouvelle solution montre cette fois une amélioration thermique importante.

Avant de valider la solution, il faut évaluer son coût. Même si on considère qu'on se trouve dans une étape très en amont du processus de développement, la solution en béton polymère s'avère comme une solution concurrente à la fonte, surtout si l'on prend en compte tout le cycle de production.

Le cas traité dans ce travail montre que la méthodologie proposée est adaptée au développement des multimatériaux. Cependant, il est évident que pour sa validation,

elle doit être confronté à d'autres cas. Différent cas de multimatériaux traités par ailleurs ont été analysés à travers la méthodologie proposée, montrant aussi sa validité.

Il faut remarquer que cette méthodologie ne donne pas de solutions mais elle guide la recherche d'une solution multimatériaux.

De manière à faciliter son application, des outils d'aide doivent être mis au point:

- des outils de détection rapide des incompatibilités d'un cahier des charges matériau ;
- des outils de partition du cahier des charges du matériau ;
- des outils de comparaison des architectures ;
- un inventaire de solutions avec des incompatibilités et de mécanismes de couplage (du même style que la matrice de contradictions du TRIZ).

Enfin, des méthodes de traduction du cahier des charges fonctionnelles au cahier des charges matériaux doivent être testées. Parmi eux les algorithmes génétiques s'avèrent comme une possible solution à explorer.

Table des ANNEXES

ANNEXE 1. Analyse statistique des basses de données matériaux	A.2
ANNEXE 2. Théorie du Plan d'expériences	A.5
ANNEXE 3. Plan d'expériences numérique sur la distorsion thermique du bâti	A.9
ANNEXE 4. Plan d'expériences numérique sur le comportement dynamique du bâti	A.17
ANNEXE 5. Caractéristiques des cailloux	A.27
ANNEXE 6. Procédure de fabrication des éprouvettes	A.32
ANNEXE 7. Essai de calcination des éprouvettes	A.33
ANNEXE 8. Chaleur massique	A.34
ANNEXE 9. Conductivité thermique	A.37
ANNEXE 10. Coefficient de dilatation thermique	A.43
ANNEXE 11. Essai Flexion quatre points	A.48
ANNEXE 12. Ténacité	A.53
ANNEXE 13. Essai d'amortissement	A.59

ANNEXE 1

Analyse statistique des bases de données matériaux

1.- Introduction

Il y a des corrélations entre les propriétés des matériaux qui ont un fondement dans la nature physique des phénomènes. À partir du traitement statistique des bases de données matériaux il est possible de déterminer s'il y a une corrélation entre les propriétés ou des indices de performances que l'on veut améliorer [Lebart, 2000]. À partir de l'analyse statistique des bases de données matériaux on peut:

- rechercher la structure de la base de donnée ;
- rechercher la corrélation entre les variables;
- rechercher de nouvelles variables décrivant la base de donnée;
- décrire la base de données à l'aide d'un nombre faible de variables.

2.- Transformation des variables, corrélations et inerties

Dans notre cas la base de données est un nuage de points formé par n matériaux, p caractéristiques ou indices de performance (variables). Donc on a une matrice X(n,p)

Les propriétés qu'on trouve dans les bases de données ont des valeurs et unités très différentes entre elles. Pour pouvoir les comparer il faut faire un changement de variable:

- Log (variable)
- réduction et centrage :

$$x_i^* = \frac{x_i - m(x)}{\sqrt{v(x)}}$$

où:

$$\text{moyenne : } m(x) = \sum_i \frac{x_i}{n} \quad \text{variance : } v(x) = \sum_i \frac{(x_i - m(x))^2}{n}$$

De cette façon la nouvelle variable aura une valeur moyenne nulle et un écart type égal à 1, et toutes les propriétés seront donc comparables.

Le coefficient de corrélation (cosinus de l'angle séparant les variables centrées) entre deux variables sera donné par l'expression suivante:

$$r(x, y) = \frac{c(x, y)}{\sqrt{v(x)}\sqrt{v(y)}}$$

où:

$$\text{covariance (produit scalaire des variables centrées)} \quad c(x, y) = \sum_i \frac{(x_i - m(x))(y_i - m(y))}{n}$$

(figure A1.1).

D'autre part l'inertie du nuage des variables centrées réduites est définie par:

$$I_T = \frac{1}{n} \sum_i \|M_i\|^2 = \sum_i v(x_i)$$

qui peut être décomposée en inertie mécanique I_m et inertie projetée I_p :

$$I_T = I_p(u) + I_m(u)$$

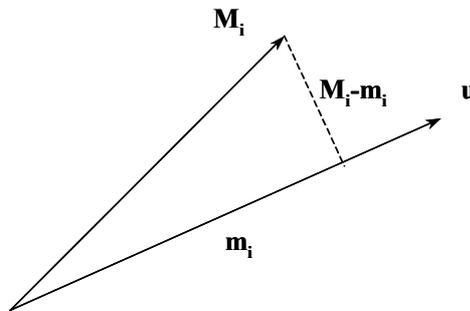


Figure A1.1. Décomposition de l'inertie du nuage des variables centrées réduites.

2.- Axes principaux

La matrice de corrélation (dans le cas de variables centrées réduites) est donnée par:

$$C = \frac{1}{n} X' X$$

qui peut être diagonalisée:

$$u_i : \text{vecteurs propres de } C \quad \lambda_i : \text{valeurs propres de } C$$

Les vecteurs propres maximisent l'inertie projetée : $I_p(u_i)$, donc, minimisent l'inertie mécanique (I_m). Ce sont les axes factoriels qui seront les nouvelles variables:

$$F_i = \frac{Xu_i}{\sqrt{\lambda_i}}$$

Il est évident que l'on peut faire une reconstruction complète de X:

$$X = \sum_{i=1}^p (Xu_i)u_i^t$$

ou une reconstruction partielle:

$$\hat{X} = \sum_{i=1}^q (Xu_i)u_i^t$$

avec $q < p$. Dans ce cas, la perte d'information est donnée par:

$$d^2(X, \hat{X}) = \frac{1}{np} \sum_{i,j} (x_{ij} - \hat{x}_{ij})^2 = \sum_{i=q+1}^p \lambda_i$$

L'axe factoriel correspondant à la valeur propre maximale aura la plus « grande partie d'information ». Si l'on prend cet axe comme nouvelle variable on peut représenter les variables en fonction de cet axe factoriel.

Références bibliographiques

Lebart L., Morineau A., Piron M., Statistique exploratoire multidimensionnelle, Dunod, Paris, (2000)

ANNEXE 2

Théorie du Plan d'expériences

1.- Introduction

Tout produit, procédé ou système peut être représenté comme une série de variables d'entrée qui ont une influence sur les variables de sortie appelées réponses (Figure A2.1). Dans l'industrie, les techniques de dessin et analyse d'expériences sont utilisées pour la conception ou optimisation de produits ou procédés de fabrication.

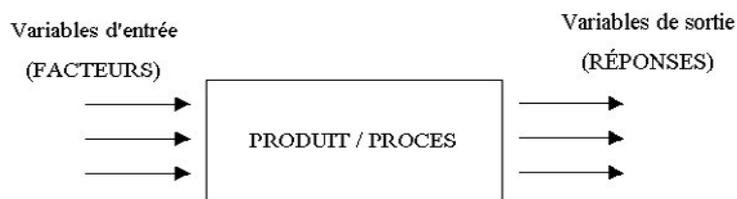


Figure A2.1. Relation entre variables d'entrée et sortie d'un produit ou d'un processus.

On utilise l'expérimentation quand les modèles théoriques ne permettent pas d'obtenir des solutions pour les problèmes posés, normalement parce que le problème est mal connu ou qu'il est très complexe.

Les plans d'expériences (DOE : Design Of Experiments) sont une technique de planification stratégique des essais pour réduire au maximum l'expérimentation, obtenir des résultats fiables (avec l'erreur minimale), trouver l'équation qui relie la réponse avec les facteurs et définir les paramètres qui optimisent la réponse si nécessaire.

Dans le cas de cette étude l'objectif de l'utilisation des plans d'expériences est de trouver un modèle linéaire qui relie les facteurs agissant sur le comportement thermomécanique et dynamique du bâti.

2.- Théorie sur le plan d'expériences

Il n'existe pas une méthode unique pour appliquer les DOE, mais elle doit contenir les étapes suivantes [Taguchi, 1989], [Phadke, 1989], [Prat, 1992]:

1. Définition du problème (quels sont les facteurs à prendre en compte, leurs niveaux et les réponses du système que l'on veut étudier).
2. Choix du plan d'expériences.

3. Réalisation de campagnes expérimentales.
4. Analyse des résultats. Calcul et analyse des effets et des interactions.
5. Modélisation.
6. Validation.

2.1.- Définition du problème

Dans cette tâche on doit définir quelles sont les variables d'entrée agissant sur le système à analyser. Pour chaque variable il faut définir les niveaux minimum (-1) et maximum (+1). Il faut aussi définir quelles sont les variables de sortie du système. Le nombre de variables d'entrée définirait la campagne d'essais à réaliser.

2.2.- Choix du plan d'expériences

De façon à minimiser le nombre d'essais on utilise les plans d'expériences statistiques. Dans ces plans on fait varier tous les facteurs de façon simultanée et de façon préétablie. Dans le cas d'un plan factoriel complet on tient compte de toutes les variables possibles et on effectue l'ensemble des essais définis. Si l'on a k facteurs et j niveaux pour chaque facteur, le nombre d'expériences serait j^k . Dans le cas par exemple de trois variables (X_1, X_2, X_3), avec deux niveaux pour chaque variable il nous faut 8 essais (tableau A2.1).

N°	X_1	X_2	X_3
1	-1	-1	-1
2	+1	-1	-1
3	-1	+1	-1
4	+1	+1	-1
5	-1	-1	+1
6	+1	-1	+1
7	-1	+1	+1
8	+1	+1	+1

Tableau A2.1. Plan d'expériences factoriel complet.

L'avantage du plan factoriel complet est que l'analyse et l'interprétation des résultats est simple. Par contre, si le nombre de variables est important, le nombre d'essais devient énorme.

Bien sûr, il est possible de faire un plan d'expériences à trois niveaux, mais dans ce cas l'effort expérimental devient trop important. Il est plus intéressant de faire deux fois le plan d'expériences à deux niveaux, en prenant en compte un niveau intermédiaire.

2.3.- Réalisation de l'effort expérimental

Dans le cas de notre étude, l'expérimentation consiste en l'analyse numérique du problème en utilisant la méthode des éléments finis (MEF). Dans ce cas, il n'est pas nécessaire d'effectuer des essais aléatoires. Cette approche a été montrée comme très utile dans l'optimisation de dessin de produits [Gillon, 1998], [Wang, 1999] et dans l'optimisation du procédé de fabrication [Chuck Zhang J.G., 2003].

2.4.- Analyse des résultats. Calcul et analyse des effets et interactions

Il y a différentes méthodes d'analyse de résultats, la plus simple est le calcul et analyse des effets et interactions:

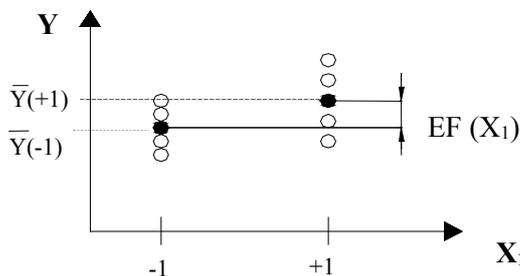


Figure A2.2. Représentation graphique des effets.

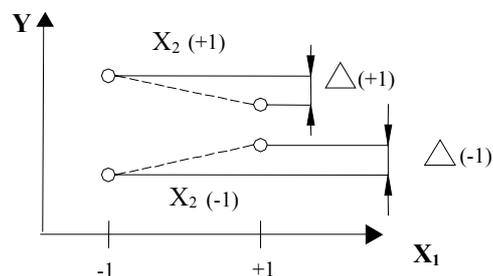


Figure A2.3. Représentation graphique des interactions.

- Effet : Variation de la variable de sortie due au changement du facteur X_1 (figure A2.2)

$$EF(X_1) = \bar{Y}_{(+1)} - \bar{Y}_{(-1)}$$

L'effet peut être positif, négatif ou nul si la variable de sortie augmente, diminue ou reste constante, quand le facteur X_1 augmente son niveau. Si l'effet est grand (en valeur absolue) son influence sur la sortie serait importante.

- Interaction: Variation de la variable de sortie due à la combinaison simultanée de plusieurs facteurs (figure A2.3).

$$IN(X_1, X_2) = \frac{\Delta_{(+1)} - \Delta_{(-1)}}{2}$$

2.5.- Modélisation

À partir des résultats du plan d'expériences il est possible de définir un modèle linéaire polynomial reliant les facteurs d'entrée avec la sortie. Ce modèle suit l'expression suivante:

$$Y = [\beta_0, \beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \beta_5, \beta_6, \beta_7] [1 \quad X_1 \quad X_2 \quad X_3 \quad X_1 \cdot X_2 \quad X_1 \cdot X_3 \quad X_2 \cdot X_3 \quad X_1 \cdot X_2 \cdot X_3]^T$$

avec:

$$\begin{array}{ll} \beta_0 = \text{constante} & X_i = \text{facteurs d'entrée} \\ \beta_i = \text{effets et interactions} & Y = \text{variable de sortie} \end{array}$$

Bien sûr, le modèle répond parfaitement aux calculs réalisés. Cependant les valeurs intérieures ne seront que des prédictions linéaires et elles doivent donc être considérées comme des tendances et non comme des valeurs réelles.

2.6.- Validation

Pour confirmer le modèle obtenu il est nécessaire de faire un essai de validation, généralement au centre du domaine expérimental.

Références bibliographiques

Chuck Zhang J.G., Liang Z., Wang B., Simpson J., Resin Transfer Molding Process Optimization Using Numerical Simulation and Design of Experiments Approach, Polymer Composites, February 2003, Vol.24, N°1, (2003)

Gillon F., Brochet P., L2EP, École Centrale de Lille, IEEE Transactions on magnetics, Vol.34, N° 5, September, (1998)

Phadke, Quality Engineering using Robust Design, (1989)

Prat, Tort-Martorell, Grima, Pozueta, Métodos estadísticos. Control y mejora de la calidad, (1992)

Taguchi, Elsayed, Hsiang, Quality Engineering in Production Systems, (1989)

Wang H.T., Liu Z.J., Chen S.X., Yang J.P., Application of Taguchi Method to Robust Design of BLDC Motor Performance, IEEE Transactions on Magnetism, Vol.35, N° 5, September, (1999)

ANNEXE 3

Plan d'expériences numérique sur la distorsion thermique du bâti

1.- Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer la qualité thermomécanique du bâti de la rectifieuse objet de cette étude. On a défini comme indice de performance thermique (I_{th}) le déplacement relatif maximum qui se produit pendant une journée entre la pièce et la meule.

La distorsion thermique d'une structure complexe, comme le bâti, étant très complexe on utilisera la méthode des éléments finis. Or, le nombre de variables est tellement important que le nombre de calculs à faire pour trouver une fonction de la performance thermique du bâti est trop important et le traitement des résultats serait très difficile. L'utilisation de la méthode des plans d'expériences (DOE, Design Of Experiments) (annexe 2) peut aider à résoudre ce problème.

2.- Modélisation du comportement thermique du bâti

On peut voir (figure 2.1) que le bâti de ce type de machines est dissymétrique et de forme plus ou moins constante sur toute la longueur de la machine.

Nous avons décidé de faire un modèle 2D, en prenant en compte la section transverse d'une rectifieuse cylindrique type chez DANOBAT (figure 2.2).

Pour mesurer l'influence de la déformation du bâti sur les erreurs dimensionnelles d'usinage on a pris en compte la position de la pièce à usiner ainsi que la position du point de contact de la meule. Compte tenu de la déformation du bâti, la position relative meule-pièce va varier, ce qui entraînera un défaut d'usinage.

2.1.- Modèle éléments finis

La modélisation de toute la machine pour la réalisation du calcul thermique est très complexe et ne conduit pas à des conclusions très précises. En effet, la transmission de chaleur entre les différents composants de la machine (chariots, system de guidage,

liaisons, moteurs), est très complexe. D'autre part, les jeux existants entre les différentes pièces et les conditions d'assemblage font que même entre machines identiques les différences de comportement thermique sont très grandes. En conséquence le calcul précis des déformations de toute la machine restera en dehors de l'objectif de cette étude; seules les tendances des déformations seront exploitées ici.

La simulation du comportement thermique a été menée avec des éléments plans à quatre nœuds travaillant en déformation plane. Le positionnement du point de contact meule-pièce a été réalisé par des éléments poutre. Les liaisons entre les barres et le bâti sont réalisées par le couplage des déplacements des nœuds correspondants aux degrés de liberté X et Y. Ce type de liaison ne permet pas la transmission de chaleur, ainsi les résultats ne seront pas influencés par les déformations des poutres qui simulent les chariots. La section transversale et le matériau des poutres sont respectivement 100x100 mm et 150 GPa. Ces valeurs ont été choisies de façon à éliminer l'influence de la raideur des poutres sur les résultats.

La liaison du bâti au sol a été faite en bloquant les déplacements X et Y d'un des appuis et seulement en Y pour l'autre (figure 2.2). On permet ainsi au bâti de se déplacer librement sous l'action des dilatations thermiques. Un modèle dans lequel on peut changer l'épaisseur et le matériau a été paramétré. Les modules d'élasticité seront ceux trouvés dans le paragraphe 2.1, et l'épaisseur "e" celle considérée dans le plan d'expériences numériques (entre 4 et 180 mm).

2.2.- Définition des conditions des charges thermiques

Dans cette étude on s'intéressera au cas de la température ambiante qui est devenu un problème important dû au besoin d'usinage de grande précision [Tanabe, 1994]. Pendant une journée de travail on constate une variation de la température ambiante dans l'atelier de 10°C (figure 2.7).

2.3.- Conditions d'échange thermique

Il est bien connu que le transfert de chaleur se produit selon trois modes:

- conduction;
- convection;
- radiation.

En effet, l'équation définissant l'état thermique d'une pièce soumise à des changements thermiques peut s'écrire:

$$\rho.c.\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}(\lambda_x.\frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\lambda_y.\frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(\lambda_z.\frac{\partial T}{\partial z}) + Q$$

où :

T : température ρ : masse volumique Q : apport de chaleur par unité de volume
t : temps c : chaleur massique λ_x, λ_y, λ_z : conductivités thermiques

Or, en général, le transfert thermique par radiation n'est significatif qu'avec des températures élevées (ce qui n'est pas le cas de la machine outil). Dans l'étude présente on ne prendra donc en compte, que la conduction dans la pièce étudiée et la convection entre la pièce objet de l'étude et son environnement (air ou fluide de réfrigération). Les conditions thermiques de contour seront donc le coefficient d'échange de chaleur par convection et la température ambiante du fluide:

$$Flux_Thermique = q = h.(T - T_{\infty})$$

où:

h : coefficient d'échange de chaleur par convection.

T : température de la surface.

T_∞ : température ambiante.

D'après la littérature [Kreith, 1967] on considère que pour la convection d'air non forcée le coefficient d'échange de chaleur varie entre 5 et 10 W/m².°C.

On considère que toutes les surfaces, à l'exception de la surface inférieure ont un coefficient d'échange par convection h=10 W/m².°C (air convection libre). Pour la surface inférieure on considère que l'échange thermique est plus difficile et on utilisera un coefficient h=2 W/m².°C. On considère une température initiale de la machine de 20°C. À partir du moment initial on fait varier la température ambiante suivant le cycle montré dans la figure 2.7. Il faut remarquer, que du fait de la faible variation de température prise en compte, on ne considère pas de variations du coefficient d'échange thermique.

2.4.- Caractéristiques matériaux

À partir de la sélection de matériaux réalisé dans le paragraphe 2.1 et en regardant la base de données matériaux du CES v.3.2 [Cebon, 2001] on trouve les limites des caractéristiques thermomécaniques des matériaux (tableau A3.1).

		Minimum	Maximum
Masse volumique	ρ (Kg/m ³)	2050	8000
Conductivité thermique	λ (W/m.K)	0,6	81
Coefficient de dilatation thermique	α (x10 ⁻⁶) (K ⁻¹)	4	32
Chaleur massique	c (J/kg.K)	270	1180
Module d'élasticité (*)	E (GPa)	30	415

* Ils ne rentrent pas dans le calcul thermique, mais ils servent à l'obtention de l'épaisseurs

Tableau A3.1. Caractéristiques des matériaux prises en compte pour le plan d'expériences

2.5.- Conditions de calcul thermique

L'objectif de la simulation numérique est de déterminer le déplacement relatif pièce-meule Δ (figure 2.2) lié à la variation de température ambiante. Il sera nécessaire de faire un double calcul. D'abord il faut faire une analyse thermique transitoire de façon à déterminer la distribution des températures dans le bâti (figure A3.1), et à partir de ces résultats, faire un calcul statique non linéaire en prenant en compte la distribution des températures dans le bâti à chaque instant pour déterminer la déformation du bâti (figure A3.2).

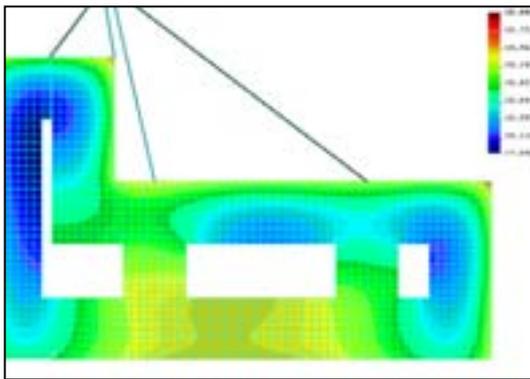


Figure A3.1. Distribution de température (24 heures).

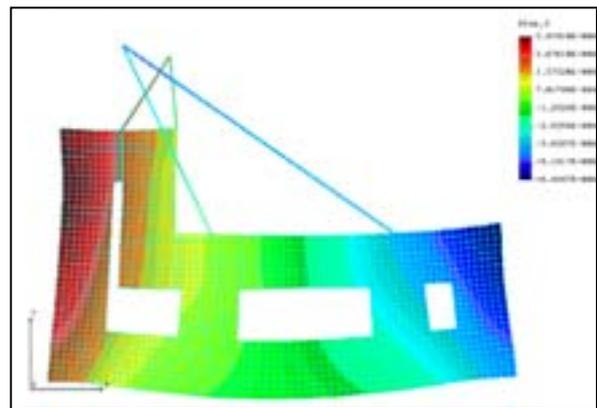


Figure A3.2. Déformation du bâti (24 heures).

3.- Plan d'expériences thermique

Pour limiter le nombre de calculs à faire nous avons défini un plan d'expériences factoriel complet, avec cinq paramètres (masse volumique, conductivité thermique, chaleur massique, coefficient de dilatation thermique et l'épaisseur) (tableau A3.2). Pour chaque paramètre nous avons défini deux valeurs. On pourrait donc en déduire un modèle linéaire pour prédire la réponse du système. Chaque calcul permet de connaître le déplacement maximum entre la meule et la pièce à usiner.

N.	Masse volumique [kg/m ³]	Conductivité [W/m.K]	Chaleur massique [J/kg.K]	Coef.dilat. [10 ⁻⁶ .K ⁻¹]	Epaisseur [mm]
1	2050	0,6	270	4	4
2	8000	0,6	270	4	4
3	2050	81	270	4	4
4	8000	81	270	4	4
5	2050	0,6	1180	4	4
6	8000	0,6	1180	4	4
7	2050	81	1180	4	4
8	8000	81	1180	4	4
9	2050	0,6	270	32	4
10	8000	0,6	270	32	4
11	2050	81	270	32	4
12	8000	81	270	32	4
13	2050	0,6	1180	32	4
14	8000	0,6	1180	32	4
15	2050	81	1180	32	4
16	8000	81	1180	32	4
17	2050	0,6	270	4	175
18	8000	0,6	270	4	175
19	2050	81	270	4	175
20	8000	81	270	4	175
21	2050	0,6	1180	4	175
22	8000	0,6	1180	4	175
23	2050	81	1180	4	175
24	8000	81	1180	4	175
25	2050	0,6	270	32	175
26	8000	0,6	270	32	175
27	2050	81	270	32	175
28	8000	81	270	32	175
29	2050	0,6	1180	32	175
30	8000	0,6	1180	32	175
31	2050	81	1180	32	175
32	8000	81	1180	32	175

Tableau A3.2. Plan d'expériences réalisé.

4.- Analyse du plan d'expériences

L'analyse du plan d'expériences a été réalisée avec l'aide du logiciel Minitab v.13 [Minitab, 2002]. Le tableau A3.3 montre les coefficients (effets et interactions) utilisés pour le modèle linéaire polynomial décrit dans l'annexe 2. La sortie du modèle sera l'indice de performance thermique. La figure A3.3 montre l'importance de chaque effet sur la réponse (Pareto) et la figure A3.4 montre l'effet de chaque variable sur le déplacement.

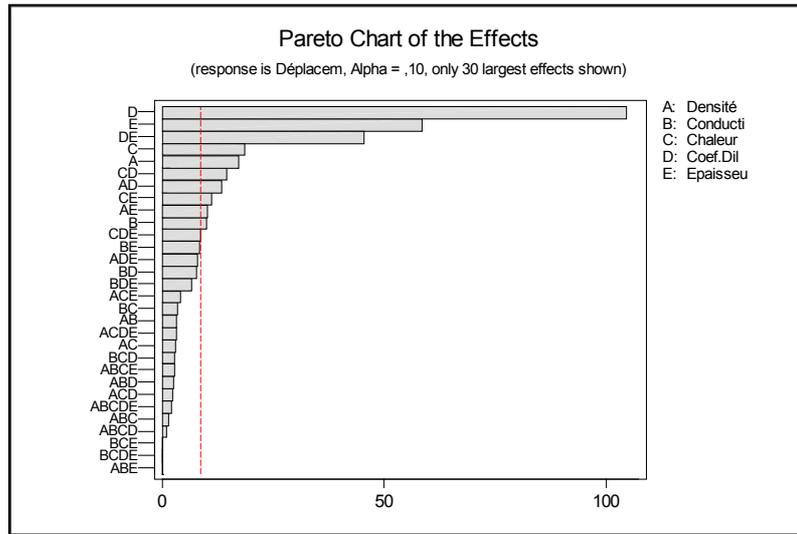


Figure A3.3. Pareto déplacement relatif pièce-meule (Δ).

La figure A3.5 montre l'influence des interactions entre variables sur le déplacement.

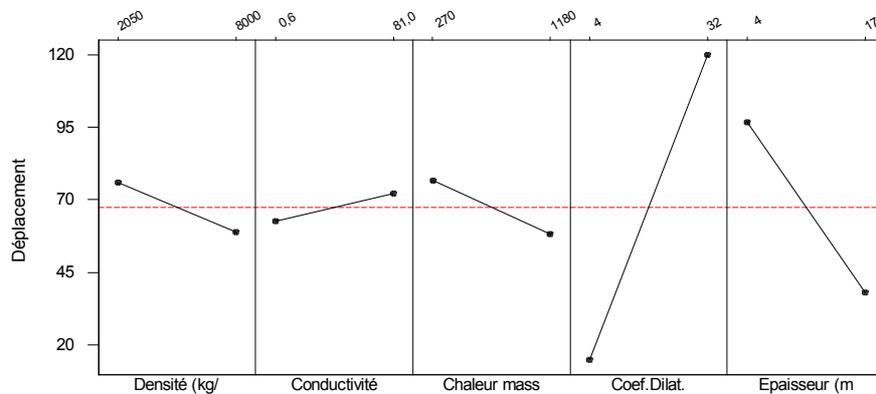


Figure A3.4. Effets sur le déplacement relatif pièce-meule (Δ).

	Terme	Effet	Coefficient
Poids spécifique	A	-17,14	-8,57
Conductivité thermique	B	9,86	4,93
Chaleur massique	C	-18,48	-9,24
Coefficient dilatation thermique	D	104,77	52,38
Épaisseur	E	-58,51	-29,25
	AB	-3,15	-1,58
	AC	2,91	1,45
	AD	-13,35	-6,67
	AE	-10,14	-5,07
	BC	-3,48	-1,74
	BD	7,65	3,82
	BE	-8,44	-4,22
	CD	-14,38	-7,19
	CE	-11,18	-5,59
	DE	-45,51	-22,75
	ABC	-1,3	-0,65
	ABD	-2,46	-1,23
	ABE	-0,08	-0,04
	ACD	2,25	1,13
	ACE	4,03	2,02
	ADE	-7,85	-3,92
	BCD	-2,7	-1,35
	BCE	-0,11	-0,05
	BDE	-6,55	-3,28
	CDE	-8,68	-4,34
	ABCD	-1,01	-0,5
	ABCE	2,65	1,32
	ABDE	-0,04	-0,02
	ACDE	3,13	1,56
	BCDE	-0,08	-0,04
	ABCDE	2,04	1,02
	Constante	67,36	

Tableau A3.3. Effets et interactions

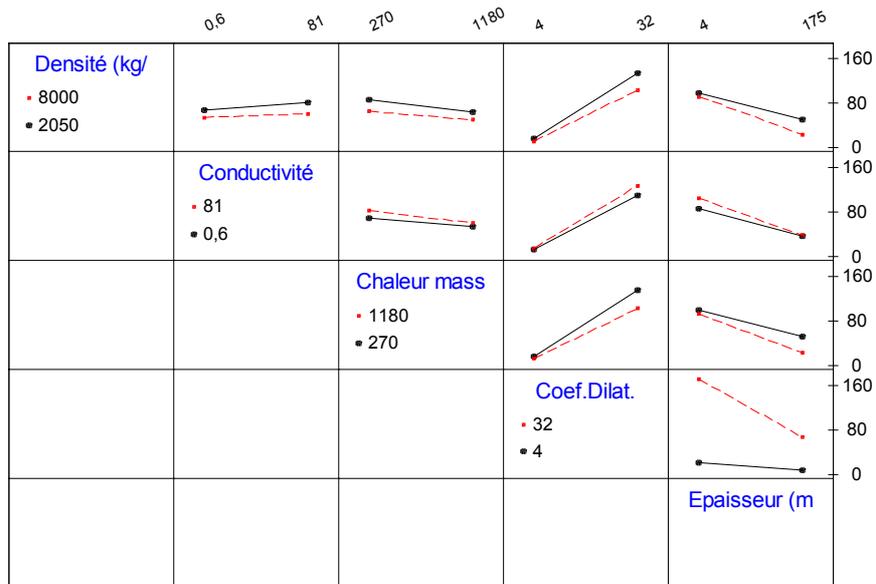


Figure A3.5. Interactions entre les paramètres pour le déplacement relatif Δ .

Références bibliographiques

Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L., Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd, (2001)

Kreith F., Transmission de la chaleur et thermodynamique, Masson et Cie Éditeurs, (1967)

Minitab, v.13, Minitab Inc., (2002)

Tanabe I., Takada K., Thermal Deformation of Machine Tool Structures Using Resin Concrete, JSME International Journal, Series C, Vol.37, No 2, (1994)

ANNEXE 4

Plan d'expériences numériques sur le comportement dynamique du bâti

1.- Introduction

Il est évident que la réponse dynamique d'une machine ne dépend pas seulement d'un composant mais de l'ensemble qui constitue la machine, y comprises la pièce à usiner et les forces d'excitation. L'étude précise du problème dynamique d'une machine exige donc la modélisation de toute la machine avec tous ses composants. Dans ce chapitre on ne veut pas connaître le comportement dynamique de l'ensemble mais seulement l'influence des changements de structure du bâti dans sa réponse dynamique.

2.- Modélisation du comportement dynamique du bâti

On a constaté (paragraphe 1.1) que le problème du brouttement était lié à la raideur dynamique de la machine dans la direction normale à la surface générée et à la force de coupe. Pour évaluer le comportement dynamique du bâti, on s'intéresse donc à sa réponse dans cette direction et particulièrement au déplacement relatif pièce-meule (figure A4.1).

En prenant en compte la forme du bâti, on constate que la section transverse reste constante tout au long de la machine. Ainsi, pour connaître les tendances du comportement dynamique du bâti dans cette direction on va utiliser une modélisation plane (figure A4.1).

La connaissance de la réponse d'une telle structure soumise à une excitation dynamique étant très complexe, on utilisera des simulations numériques par la méthode des Éléments Finis.

2.1.- Modèle d'éléments finis

Pour la modélisation de la structure du bâti on a choisi des éléments plans à quatre nœuds travaillant en déformation plane. Étant donnée la géométrie extérieure du bâti,

fixe, on a paramétré l'épaisseur des parois que l'on fera varier en fonction du matériau choisi (figure A4.1).

La liaison du bâti au sol a été faite en éliminant les déplacements X et Y d'un des appuis et seulement en Y pour l'autre (figure A4.1). De cette façon, on permet le déplacement relatif entre les appuis et on empêche le mouvement d'ensemble du bâti (figure A4.1).

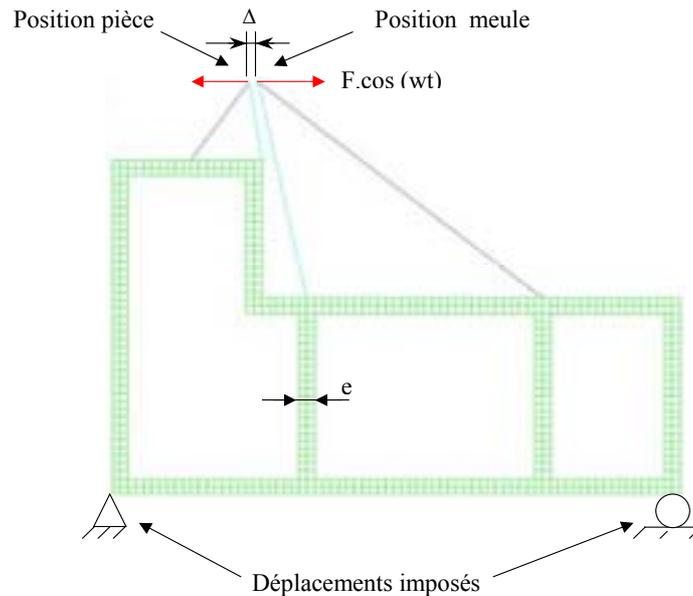


Figure A4.1. Modèle d'éléments finis du bâti.

L'utilisation des éléments poutre a permis le positionnement du point de contact meule-pièce par rapport au bâti. Ainsi, on pourra mesurer le déplacement relatif pièce-meule dû à la déformation dynamique du bâti.

Les liaisons des barres au bâti sont réalisées par le couplage des déplacements des nœuds correspondant aux degrés de liberté X et Y. Ce type de liaison ne permet pas la transmission des rotations dues à la déformation du bâti.

La liaison des barres entre elles a été faite avec une articulation, permettant leur rotation relative. La section transverse et le matériau des poutres ont été choisis de façon à obtenir la première fréquence propre très élevée par rapport aux fréquences principales de vibration du bâti. Ainsi, nous avons choisi une section transverse de 200x200mm et un matériaux fictif avec un module d'élasticité de 830 GPa avec une masse volumique de 10 kg/m^3 . Avec ces valeurs, la première fréquence propre de

l'ensemble des poutres est environ 30 KHz et son influence sur les résultats est négligeable.

Pour pouvoir prendre en compte l'utilisation des différents types de matériaux on a réalisé un modèle paramétré dans lequel on peut changer l'épaisseur (figure A4.1).

2.2.- Définition des conditions de charges dynamiques

On a constaté (paragraphe 2.3) que les principales forces dynamiques influençant la réponse vibratoire du bâti sont les forces liées au processus de coupe et au déséquilibre de la meule.

La meule agit comme un outil ayant une multitude d'arêtes de coupe, donc les forces d'excitation seront très aléatoires. Dans ce cas la méthode "Analyse des Vibrations Aléatoires" (Random Vibration Analysis) est une bonne méthode pour évaluer de façon statistique la réponse d'un tel système [Harris, 1961]. Dans ce cas on définit la source d'excitation à partir d'un spectre de densité de puissance (Power Spectral Density, PSD) (figure A4.2) de la force d'excitation. En abscisse on porte la fréquence d'excitation et en ordonnée le ratio entre le carré de la force et la fréquence à laquelle cette force agit. De cette façon la racine carrée de l'aire du PSD donnera le module de la force totale agissant sur le système.

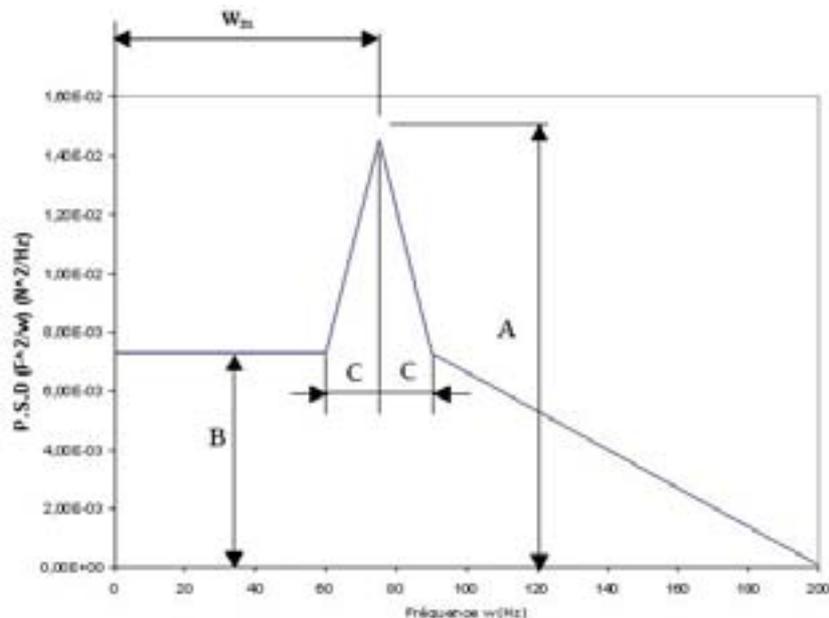


Figure A4.2. Spectre de densité de puissance de la source d'excitation..

Or, dans les applications mécaniques les fréquences d'excitation les plus importantes sont toujours inférieures à 200 Hz. On prendra donc en compte toutes les fréquences du domaine pour la définition de la force d'excitation. D'autre part, l'influence sur la réponse d'un système mécanique de forces avec fréquences supérieures à 100 Hz est très faible. Finalement les conditions de coupe ou de rectification dépendent, entre autres, du type de meule [Ramos, 1998]. Dans le cas de la machine objet de notre étude, on utilisera une meule de CBN. Dans ce cas, la vitesse de coupe optimale est de 100 m/s, ce qui, pour un diamètre de meule de 405 mm (valeur très typique) donne une vitesse de rotation approchée de 75Hz (w_m).

L'expérience avec la famille de machines objets de cette étude, montre que l'amplitude de la vibration dans la direction de coupe, due au déséquilibre de la meule est toujours supérieure à celles des forces de coupe (figure 2.10). À partir de ces données on a défini le PSD, qui est représenté dans la figure A4.2, avec les paramètres suivants:

$$\frac{A}{B} = 2 \quad C = 0,2 * w_m \quad w_m = 75Hz$$

2.3.- Caractéristiques matériaux

Les caractéristiques matériaux définissant le comportement dynamique d'une structure doivent être définies en termes de raideur, masse et dissipation d'énergie. Le module d'élasticité, le poids spécifique, l'amortissement et bien sûr, la géométrie de la structure définissent ces paramètres.

Pour prendre en compte la dissipation d'énergie il existe principalement deux modélisations de l'amortissement:

- l'amortissement visqueux;
- l'amortissement structural ou hystérésis.

Dans le premier cas, la dissipation d'énergie est proportionnelle à la vitesse de déplacement. L'amortissement structural est une caractéristique intrinsèque du matériau dont la valeur peut dépendre très fortement de la température et de la fréquence d'excitation. Ce modèle est utilisé préférentiellement pour les matériaux viscoélastiques, pour des structures soumises à des variations de température ou de fréquence relativement faibles [Reix-Dargelos, 1997]. Pour l'étude présente, on prendra donc ce

modèle d'amortissement. Or, l'utilisation de ce modèle introduit le concept de facteur des pertes (η).

À partir de la sélection de matériaux réalisée dans le paragraphe 2.1 et en regardant la base de données matériaux du CES v.3.2 [Cebon, 2001] on trouve les limites des caractéristiques dynamiques des matériaux (voir Tableau A4.1).

		Minimum	Maximum
Module d'élasticité	E(GPa)	30	415
Poids spécifique	ρ (kg/m ³)	2050	8000
Facteur de pertes	η (%)	0,001	0,03525

Tableau A4.1. Niveaux des caractéristiques.

L'épaisseur considérée dans le plan d'expériences numériques varie entre 4 et 180 mm (compatible avec la raideur exigée et les limites des modules d'élasticité pris en compte).

3.- Calcul dynamique

L'équation d'équilibre d'un système, en fonction de la modélisation de l'amortissement, s'écrit de la façon suivante:

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{F\} \text{ amortissement visqueux}$$

$$[M]\{\ddot{X}\} + ([K] + j[D])\{X\} = \{F\} \text{ amortissement structural}$$

avec: [M] la matrice de masse

[C] la matrice d'amortissement

[K] la matrice de raideur

[D] la matrice de dissipation

{F} vecteur force

{ \ddot{X} }, { \dot{X} }, {X} vecteurs d'accélération, vitesse et déplacement respectivement

Le modèle avec amortissement structural doit être résolu avec intégration directe ce qui implique un temps de calcul très élevé et donc des erreurs. Normalement on simplifie ce problème en considérant le système comme un système visqueux. Dans ce cas, on doit calculer un facteur d'amortissement modal ζ_i à partir du facteur des pertes η_i de la structure.

En se plaçant à la résonance, pour un degré de liberté et un faible amortissement ($\zeta_i < 1$, $\eta_i < 1$) on peut trouver la relation suivante [Nashif, 1985]:

$$\eta_i = 2\zeta_i$$

Il est bien connu que l'amortissement structural varie, entre autres, en fonction de la température, la fréquence, le type et niveau de sollicitation, etc. [Harris, 1961]. Or si l'on considère de faibles amortissements, de faibles déplacements et des matériaux homogènes et isotropes, le facteur de pertes ne dépendrait principalement que de la température et la fréquence. Donc, pour une température donnée, on aurait des facteurs des pertes différents pour chaque mode de vibration.

Or, l'objectif du calcul présent n'est pas d'obtenir une solution très précise mais des tendances en fonction du changement de la structure matériau. On va donc considérer les valeurs présentées dans le tableau A4.1 comme étant constantes pour tous les modes de vibrations pris en compte dans le domaine d'excitation (0-200Hz).

Pour obtenir la réponse dynamique du système on obtient d'abord ses fréquences propres non amorties et à partir de ces fréquences on fait une "Analyse des Vibrations Aléatoires", le chargement étant défini par le spectre de densité de puissance (Power Spectral Density, PSD) (figure A4.2). Ce calcul permet d'obtenir la densité spectrale de puissance du déplacement des points désirés (figure A4.3).

Ce graphique montre le déplacement des points choisis comme réponse à des forces d'excitation en fonction de la fréquence dans le domaine d'étude. Le déplacement total d'un point sera proportionnel à l'aire de la densité spectrale de puissance de son déplacement (figure A4.3).

Ce calcul doit être fait pour chaque force appliquée, et pour chaque calcul on obtiendrai le déplacement des deux nœuds. Pour obtenir le déplacement relatif entre la meule (nœud 2) et la pièce (nœud 4) on utilisera comme valeur limite supérieure la valeur SRSS (Square Root Sum of Squares), définie de la façon suivante:

$$\Delta = \sqrt{\sum (U_x)_{ij}^2}$$

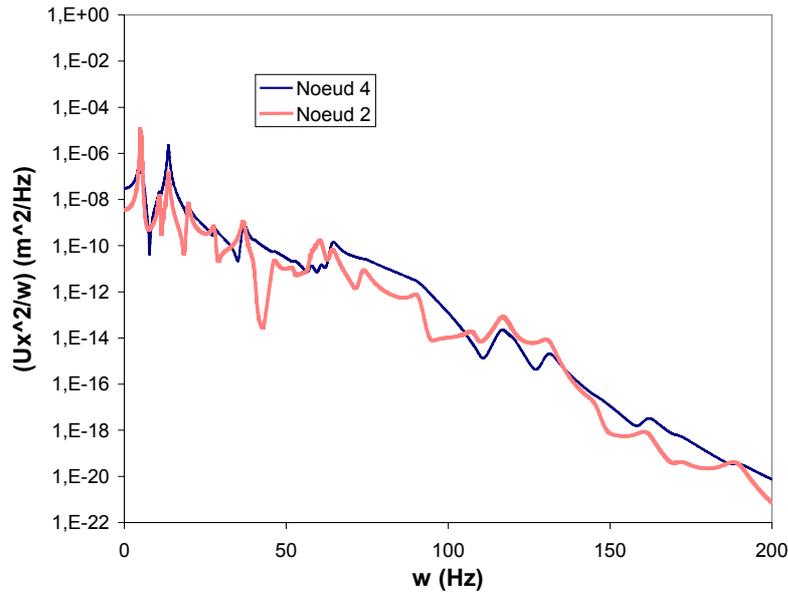


Figure A4.3. Densité spectrale de puissance du déplacement de la meule et de la pièce.

4.- Plan d'expériences dynamique

Pour limiter le nombre de calculs à faire, on a défini un plan d'expériences factoriel complet, avec quatre paramètres (masse volumique, module d'élasticité, épaisseur et facteur de pertes). Pour chaque paramètre on a défini deux valeurs limites. On pourra donc, en déduire un modèle linéaire pour prédire la réponse du système. Ce modèle servira à définir l'indice de performance dynamique comme le déplacement relatif entre pièce et meule, résultant d'une force d'excitation aléatoire (suivant le PSD de la figure A4.2) de module 1000 N.

Le tableau A4.2 montre le plan d'expériences défini ainsi que la variable de sortie obtenue. Il s'agit d'un plan d'expériences factoriel complet orthonormal.

N.	Module d'élasticité [GPa]	Masse volumique [kg/m3]	Epaisseur [mm]	Facteur de pertes
1	30	2050	4	1,00E-05
2	415	2050	4	1,00E-05
3	30	8000	4	1,00E-05
4	415	8000	4	1,00E-05
5	30	2050	175	1,00E-05
6	415	2050	175	1,00E-05
7	30	8000	175	1,00E-05

Tableau A4.2. Plan d'expériences dynamique.

N.	Module d'élasticité [GPa]	Masse volumique [kg/m3]	Epaisseur [mm]	Facteur de pertes
8	415	8000	175	1,00E-05
9	30	2050	4	3,53E-02
10	415	2050	4	3,53E-02
11	30	8000	4	3,53E-02
12	415	8000	4	3,53E-02
13	30	2050	175	3,53E-02
14	415	2050	175	3,53E-02
15	30	8000	175	3,53E-02
16	415	8000	175	3,53E-02

Tableau A4.2 (suite). Plan d'expériences dynamique.

5.- Analyse du plan d'expériences

L'analyse du plan d'expériences a été réalisée avec l'aide du logiciel Minitab v.13 [Minitab, 2002]. Ce logiciel nous permet, entre autres, d'évaluer les effets et interactions entre les variables du plan d'expériences (tableau A4.3). La figure A4.4 montre l'importance de chaque effet sur la réponse (Pareto) et la figure A4.5 montre l'effet de chacune des variables sur le déplacement. La figure A4.6 montre l'influence des interactions entre variables sur le déplacement.

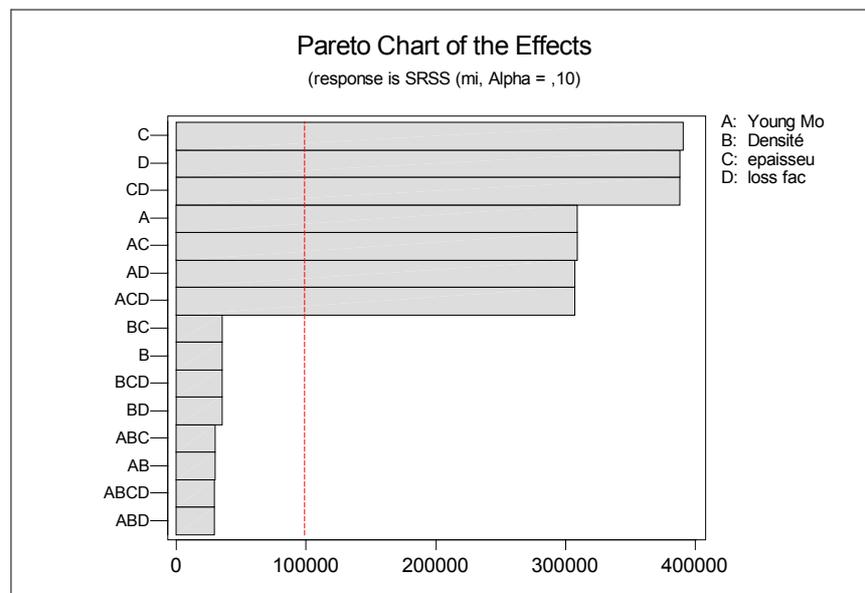


Figure A4.4. Pareto des effets.

	Terme	Effet	Coefficient
Module d'élasticité (GPa)	A	-309608	-154804
Poids Spécifique (kg/m3)	B	-35703	-17852
Épaisseur *10e-3 (m)	C	-391164	-195582
Facteur des pertes	D	-388624	-194312
	AB	30102	15051
	AC	309590	154795
	AD	307679	153840
	BC	35721	17860
	BD	35270	17635
	CD	388607	194303
	ABC	-30120	-15060
	ABD	-29776	-14888
	ACD	-307661	-153831
	BCD	-35288	-17644
	ABCD	29793	14897
	Constante		195591

Tableau A.4.3. Coefficients du modèle polynomiale linéaire.

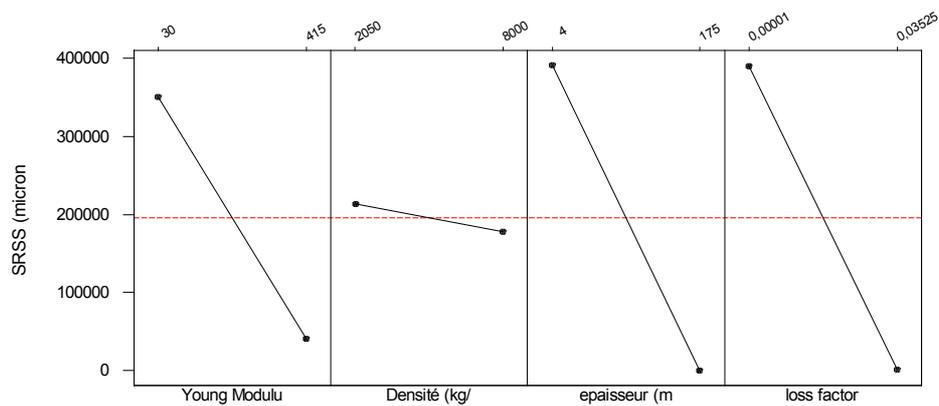


Figure A4.7. Effets sur la valeur dynamique SRSS.

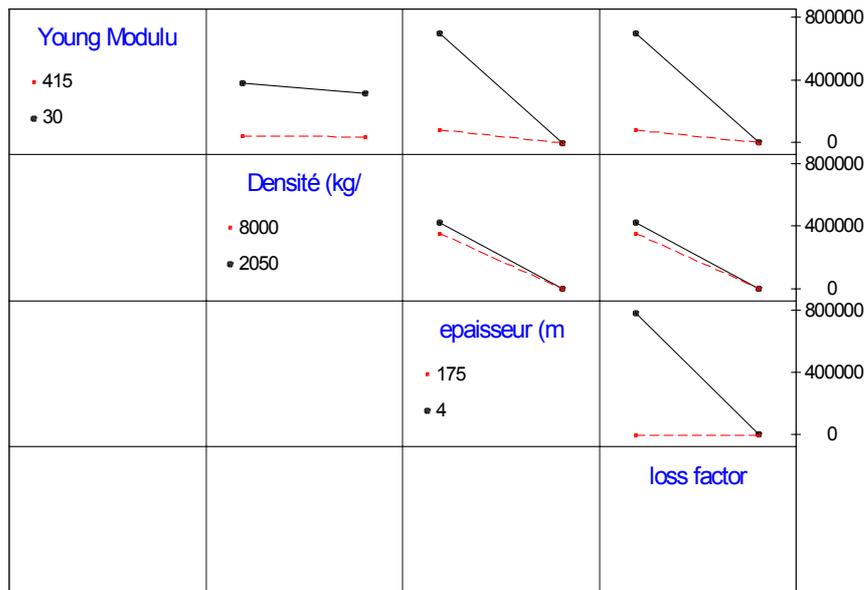


Figure A4.8. Interaction entre les paramètres pour SRSS.

Références bibliographiques

Cebon D., Ashby M.F., Lee-Shotaman L., Cambridge Engineering Selector v3.2 User's Manual Release 1, Granta Design Ltd, (2001)

Harris, C.M., Shock and vibration handbook, McGraw-Hill, (1961)

Minitab, v.13, Minitab Inc., (2002)

Nashif, A.D., Jones D.I.G, Henderson J.P., Vibration Damping, Wiley Interscience, New York, (1985)

Ramos, J.C., Caracterización del comportamiento dinámico de máquinas-herramienta. Aplicación al rectificado cilíndrico de exteriores en penetración y al fresado frontal vertical, Thèse de doctorat, Universidad de Navarra, San Sebastián, (1998)

Reix-Dargelos, C., Recalage des structures mécaniques vibratoires amorties, Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, (1997)

ANNEXE 5

Caractéristiques des cailloux

0.- Détermination de la distribution de granulométrie et de la teneur en humidité des granulats

L'analyse de la granulométrie des granulats consiste à déterminer la distribution par tailles de ses particules. Cette étude est faite par tamisage suivant une série de tamis normalisés. Dans le cas des bétons, la série de tamis proposée par la norme UNE-EN 933-2 [UNE-EN 933, 1996] est (en mm):

0,063-0,125-0,25-0,5-1-2-4-8-16-31,5-63-125

La norme suivie, pour déterminer la distribution de la granulométrie des granulats, est la NLT-104/72 [UNE 103101,1995] et la sélection de l'échantillon a été réalisée suivant la norme NLT-101/72 [UNE 103100,1995].

1.- Basalte

1.1.- San Felices < 10 (nom commercial San Felices 6-12)

Fournisseur: Ofitas San Felices S.A.

Qualité: 6-12

Description: Il s'agit d'un basalte (feldspath + pyroxène + quartz) de structure ofitique (le feldspath se trouve sous forme de grains très dispersés et de petite taille ce qui réduit les plans faibles), sans altération. Cela veut dire que ses caractéristiques de résistance et de raideur sont élevées dans la fourchette des basaltes. Le tableau A5.1 montre quelques caractéristiques de ce type de granulat.

Masse volumique (kg/m ³)	Humidité (%)	Résistance à compression (MPa)	Type de grain	Coefficient de dilatation thermique (x10 ⁻⁶ C ⁻¹)
2700 - 2900	Ambiante	280	Concassé	3,6 - 9,7

Tableau A5.1. Caractéristiques du basalte.

Compte tenu de la taille des éprouvettes, les grains de taille supérieure à 10 mm ont été éliminés par tamisage. De la même façon la poudre inférieure à 63 µm a été éliminée par lavage. Après lavage les granulats ont été étuvés à 110°C pendant 8 heures. Le tableau A5.2 et la figure A5.1 montrent la distribution et la courbe granulométrique du San felices<10.

San Felices < 10	
Tamis (mm)	% Passants
10	100,0
8	51,0
6,3	18,1
5	4,9
4	3,1
2	2,8
1	2,7
0,5	2,7
0,25	2,6
0,063	0,0
0,05	0,0

Tableau A5.2

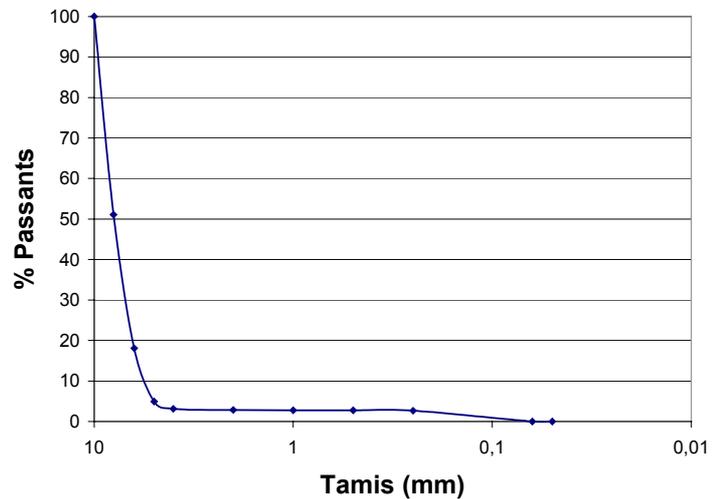


Figure A5.2 Granulométrie San Felices < 10

Humidité: Les granulats San Felices<10 n'ont pas de reprise d'humidité car ils sont étuvés avant son utilisation.

2.- Sables siliceux

Fournisseur: Sibelco Minérales S.A.

Description: Les quartzites sont obtenus par érosion du quartz. Il s'agit de grains d'alluvion présentant un endommagement important, d'où des valeurs de résistance en compression se situant dans la partie inférieure de la fourchette des quartzites (100 MPa). Le tableau A5.3 montre les caractéristiques générales de ces granulats.

Masse volumique (kg/m ³)	Humidité (%)	Résistance à compression (MPa)	Type de grain	Coefficient de dilatation thermique (x10 ⁻⁶ C ⁻¹)
2600 - 2700	Ambiante	100	Alluvion	4,3 - 13,8

Tableau A5.3. Caractéristiques des sables siliceux.

2.1.- Arija 2-6

Qualité: A-GRH26 50

Arija 2-6	
Tamis (mm)	% Passants
10	100,0
8	100,0
6,3	99,9
5	91,3
4	63,8
2	19,1
1	4,6
0,5	2,8
0,25	1,1
0,063	0,1
0,05	0,0

Tableau A5.3

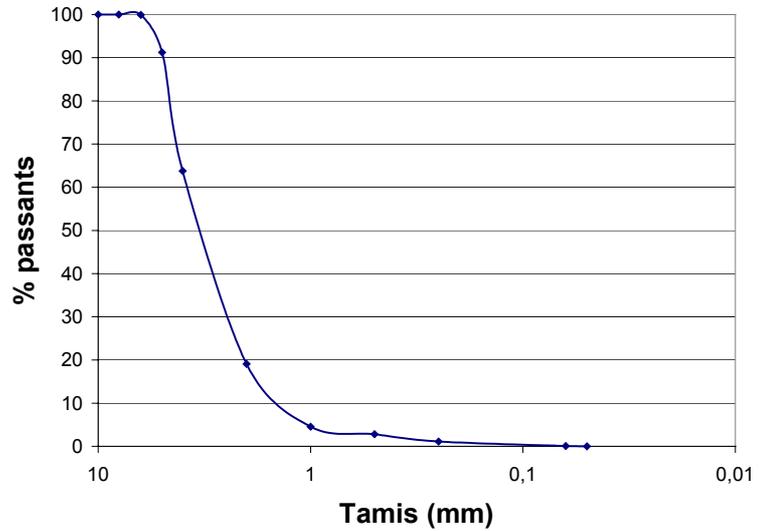


Figure A5.2 Granulométrie Arija 2-6

Humidité: Les granulats Arija 2-6 peuvent être considérés comme étant secs car le pourcentage d'humidité est de 0,1%.

2.2.- S -70

Qualité: A-S70 50

S-70	
Tamis (mm)	% Passants
10	100,0
8	100,0
6,3	100,0
5	100,0
4	100,0
2	100,0
1	100,0
0,5	96,6
0,25	50,3
0,063	0,7
0,05	0,0

Tableau A5.4

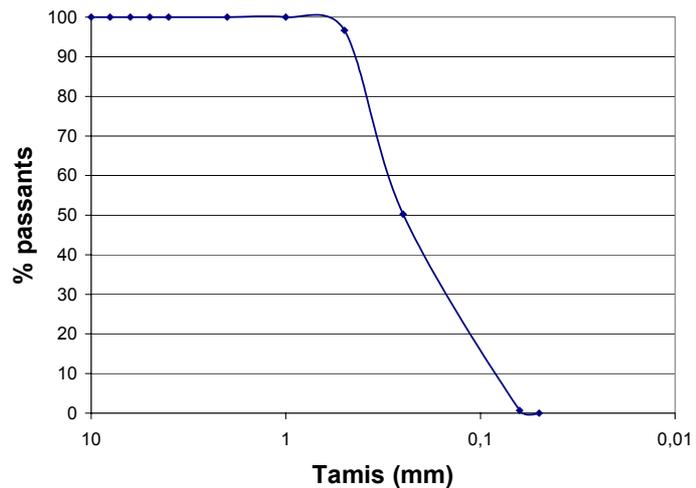


Figure A5.5 Granulométrie S-70

Humidité: Les granulats S-70 peuvent être considérés comme étant secs.

3.- Poudre

3.1.- Carbonate de calcium

Fournisseur: Norwegian Talc minerals A.S.

Qualité: Microdol 1

Microdol 1	
Tamis (microns)	% Passants
63	
45	100
30	99
20	96
10	69
5	34
3	23
2	15

Tableau A5.5

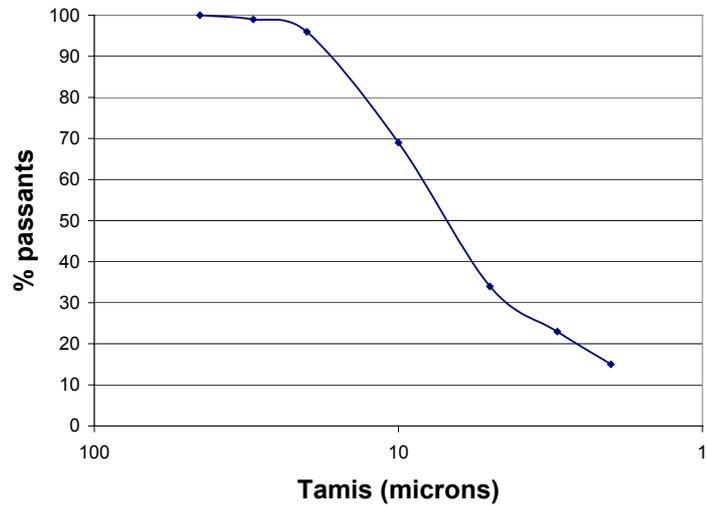


Figure A5.6 Granulométrie Microdol 1

3.2.- Poudre de silice

Fournisseur: SIFRACO

Qualité: Millisil C4

Millisil C4	
Tamis (microns)	% Passants
500	100
250	96
125	78
60	48
45	38
30	28
20	20
10	11
5	5
3	3
2	2

Tableau A5.5

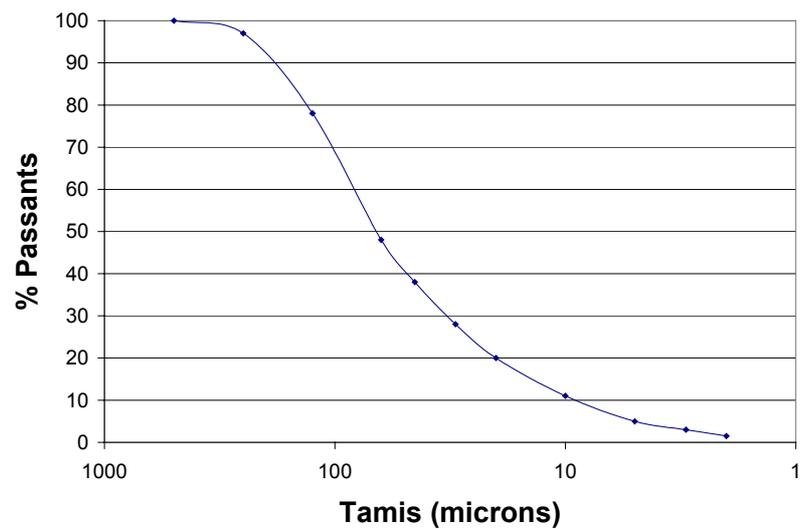


Figure A5.6 Granulométrie Millisil C4

Références bibliographiques

UNE 103100, Preparación de muestra para los ensayos de suelos, (1995).

UNE 103101, Análisis granulométrico de suelos por tamizado, (1995).

UNE-EN 933-2, Ensayo para determinar las propiedades geométricas de los áridos. Parte 2: Determinación de la granulometría de las partículas. Tamices de ensayo, tamaño nominal de las aberturas, (1996).

ANNEXE 6

Procédure de fabrication des éprouvettes

1. **Mise au point du moule:** la résine époxy est un adhésif très puissant, il est donc impératif d'utiliser des agents de démoulage. L'agent démoulant utilisé est la cire de démoulage 34D d'Abel Industrie. L'application du démoulant se fait en deux phases: avant l'assemblage du moule on applique le démoulant sur tous ses composants, et après l'assemblage on applique le démoulant dans la cavité du moule.
2. **Pesage des composants:** chaque type de cailloux est pesé séparément suivant la formulation désirée. En revanche, la résine, le durcisseur et le débullants sont mélangés et malaxés pendant trois minutes. La masse totale à fabriquer est de 20 kg. Les cailloux sont pesés avec une précision de 10gr et la résine, durcisseur et débullants avec une précision de 0,1gr.
3. **Malaxage du béton:**
 - a. Mélange de résine (1 minute de malaxage).
 - b. Graviers grossiers (San Felices < 10) (1 minute de malaxage).
 - c. Graviers fins (Arija 2-6) (1 minute de malaxage)
 - d. Sable (S-70) (1 minute de malaxage)
 - e. Poudre (CaCO_3 ou Milisill) (1 minute de malaxage)
 - f. Enlèvement du réservoir à béton
 - g. Malaxage manuel pendant 1 minute.
4. **Remplissage du moule:** Grâce à sa fluidité, la masse remplit le moule sans besoin de tassement. Une fois le moule rempli, la masse est piquée de façon à permettre la sortie des bulles d'air. La masse est vibrée pendant 45 minutes (y compris le remplissage du moule). Les actionneurs assurent une accélération verticale de fréquence 50 Hz et d'amplitude supérieure à 2g.
5. **Démoulage et ébavurage des éprouvettes:** Les éprouvettes sont démoulées après 24h et elles ne sont testées qu'après un délai de 7 jours.

ANNEXE 7

Essai de calcination des éprouvettes

1.- Objectif et définition de l'essai

Avec cet essai on cherche à déterminer la quantité réelle de résine existant dans la masse de béton polymère fabriquée. Dans cet essai la présence de porosités et de vides n'est pas considérée. L'essai consiste à calciner la résine de l'éprouvette dans un four, de façon qu'il ne reste que les graviers. L'éprouvette est pesée avant et après calcination, et le pourcentage de résine se détermine par le rapport des masses. Une balance de précision sera utilisée pour les pesées.

2.- Conditions expérimentales

De façon à avoir un échantillon représentatif de chaque éprouvette testée, on découpe trois morceaux de 60 mm de longueur extraits des deux bouts et du milieu de l'éprouvette. On élimine la couche supérieure de chaque morceau. De cette façon, les dimensions des échantillons passent de 40x40x60 mm à 35x40x60 mm.

Les granulats employés dans la fabrication du béton polymère ont une température de fusion supérieure à 1200°C. Cependant, la calcite du carbonate de calcium se décompose en CaO et CO₂ entre 550 et 900 °C. D'autre part la résine époxy se dégrade à températures supérieures à 180°C (en fonction du type de résine). On a fixé la température de calcination de la résine à 450°C, de cette façon on est sûr de ne pas dégrader le carbonate de calcium. Les échantillons sont chauffés à 450°C pendant 14 heures.

3.- Validation de la méthode

De façon à valider la méthode d'essai, nous avons vérifié que pour les granulats seuls, la perte de poids était négligeable. D'autre part, nous avons constaté que des granulats éclatent avec le choc thermique, donnant une augmentation du pourcentage de poudre. La méthode de tamisage a donc été écartée pour déterminer la courbe granulométrique réelle de l'échantillon après calcination.

ANNEXE 8

Chaleur massique

1.- Objectif de l'essai

L'objectif est d'évaluer la chaleur massique moyenne du béton polymère dans la gamme de température de service d'une machine outil.

2.- Définition de l'essai

On se propose de mesurer la chaleur massique moyenne du béton polymère par la méthode des mélanges. Dans cette méthode, la quantité de chaleur Q apportée par l'échantillon sert à chauffer une masse d'eau connue, M , qui est à une température différente (plus basse). En réalité, la quantité de chaleur Q n'est pas absorbée uniquement par l'eau, mais aussi par le calorimètre ainsi que par l'agitateur et le thermomètre. Cette perte est caractéristique du calorimètre et elle est prise en compte comme une quantité équivalente en eau (μ : valeur en eau du calorimètre). L'échantillon étant à la température θ , on mesure la température de l'eau avant et après la plongée de l'échantillon (T_i et T_f). Le premier principe de la thermodynamique appliqué au système isolé constitué du calorimètre (vase Dewar) et de son contenu donne:

$$m \cdot c \cdot (\theta - T_f) = (T_f - T_i) \cdot (M + \mu) \cdot c_{eau}$$

où c_{eau} est la chaleur massique de l'eau ; on peut déduire la chaleur massique de l'échantillon:

$$c = \frac{(T_f - T_i) \cdot (M + \mu) \cdot c_{eau}}{m \cdot (\theta - T_f)}$$

2.1.- Conditions expérimentales

2.1.1.- Echantillons

L'échantillon de béton est de dimension $40 \times 40 \text{ mm}^2$, et a une masse de 200 g. De façon à avoir une masse représentative de béton et une homogénéisation rapide de la température, chaque échantillon est divisé en 4 morceaux. La masse totale de chaque échantillon est m (environ 50g).

2.1.2.- Outillage d'essai

Un vase Dewar modèle MT2621, a été utilisé pour la détermination de la chaleur massique. L'évolution de la température de l'eau du calorimètre est suivie avec un thermocouple type K et enregistré dans un traceur X-Y. Une étuve permet de chauffer l'échantillon à la température θ .

2.1.3.- Procédure de mesure

Détermination de la masse en eau du calorimètre

Une masse de 150 gr d'eau qui se trouve à une température légèrement supérieure à la température ambiante (T_i) est introduite dans le vase Dewar. L'évolution de la température en fonction du temps est enregistrée grâce à un thermocouple. Une masse de 200 gr d'eau à une température d'environ $\theta=50^\circ\text{C}$ est introduite dans le vase en agitant pour qu'il y ait un mélange homogène. La température finale du mélange (T_f) sera:

$$M(\theta - T_f) \cdot c_{\text{eau}} = m \cdot (T_f - T_i) \cdot c + \mu \cdot (T_f - T_i) \cdot c_{\text{eau}}$$

avec:

c_{eau} = chaleur massique de l'eau ($4,185 \text{ J} \cdot \text{g}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$)

$m = 150 \text{ g}$

$M = 200 \text{ g}$

θ = température de l'eau M

La masse en eau du calorimètre peut être calculée:

$$\mu = \frac{M \cdot (\theta - T_f) - m \cdot (T_f - T_i)}{(T_f - T_i)}$$

Détermination de la chaleur massique du béton polymère

Les morceaux de l'échantillon de masse totale 200 g sont chauffés dans une étuve jusqu'à une température θ (environ 96°C). Ils sont plongés rapidement dans l'eau de masse M du vase calorimètre, qui se trouve à la température T_i . La température finale T_f est notée. La chaleur massique du béton polymère sera:

$$c = \frac{(T_f - T_i) \cdot (M + \mu) \cdot c_{\text{eau}}}{m \cdot (\theta - T_f)}$$

Or, le calorimètre et son contenu ne constituent pas un système parfaitement isolé, car il est impossible d'éviter strictement tout échange de chaleur avec le milieu extérieur. Donc, les températures T_i et T_f seront obtenues graphiquement (figure A8.1).

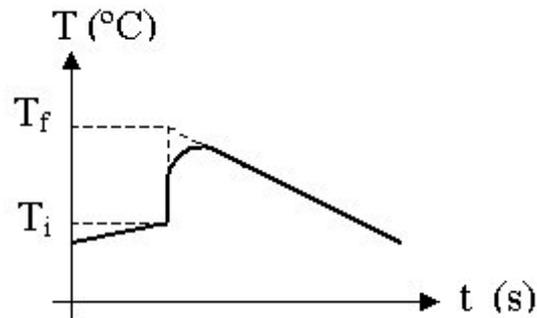


Figure A8.1. Evolution de la température de l'eau du calorimètre en fonction du temps.

3.- Résultats obtenus

<i>Échantillon: Car 8</i>		
Béton Polymère	Masse 1 (gr)	76
	Masse 2 (gr)	63
	Masse 3 (gr)	39
	Masse 4 (gr)	43
	Masse totale (m)	221
Eau du calorimètre	Masse de l'eau (M) (gr)	250
	Température initiale (T_i) (°C)	22
Mélange	Température finale (T_f) (°C)	33
Données	Température de l'échantillon (θ) (°C)	96
	Chaleur massique de l'eau (c_{eau}) ($J \cdot g^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	4,185
	Valeur en eau du calorimètre (μ) (gr)	20
	Chaleur massique du béton (c) ($J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	890
<i>Échantillon: Mil 8</i>		
Béton Polymère	Masse 1 (gr)	41
	Masse 2 (gr)	45
	Masse 3 (gr)	62
	Masse 4 (gr)	72
	Masse totale (m)	220
Eau du calorimètre	Masse de l'eau (M) (gr)	250
	Température initiale (T_i) (°C)	23,5
Mélange	Température finale (T_f) (°C)	34,2
Données	Température de l'échantillon (θ) (°C)	96
	Chaleur massique de l'eau (c_{eau}) ($J \cdot g^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	4,185
	Valeur en eau du calorimètre (μ) (gr)	20
	Chaleur massique du béton (c) ($J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	890

Tableau A8.1. Résultats chaleur massique.

ANNEXE 9

Conductivité thermique

1.- Objectif de l'essai

On cherche à déterminer la conductivité thermique de formulations différentes de béton polymère dans le but de connaître l'influence du pourcentage de résine et des agrégats dans le comportement thermique du béton de résine. Le moyen le plus efficace pour pouvoir mesurer une conductivité thermique est de fabriquer un conductivimètre (les méthodes qui utilisent des calorimètres sont plus difficiles à mettre en œuvre).

Un conductivimètre a été construit, inspiré de la thèse de M. Dominique BERNARD [Bernard, 1981], intitulée « Quelques aspects de la mesure de conductivité thermique (application aux roches) » (l'hétérogénéité du béton polymère étant proche de celle de roches comme le granit).

2.- Définition de l'essai

Il existe deux grands types de conductivimètres: ceux de type comparatif (figure A9.1) et ceux de type symétrique (figure A9.2). Les deux types sont adaptés à la mesure de la conductivité thermique de matériaux peu conducteurs tels que les roches. Le premier est adapté à des mesures à température élevée (jusqu'à 900 °C). Le deuxième, a des performances plus modestes, mais est plus pratique et demande une infrastructure plus légère, il est adapté pour la réalisation de mesures à des températures voisines de l'ambiante (de 10 à 80 °C). Un conductivimètre de type symétrique a été construit, sur les bases du schéma de la figure 4.13.

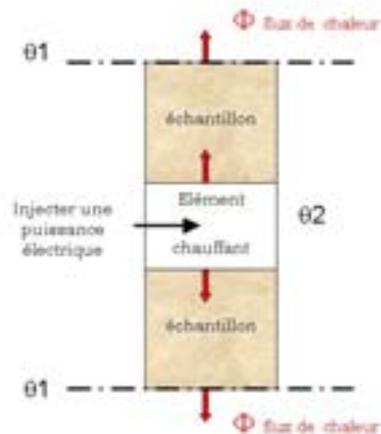
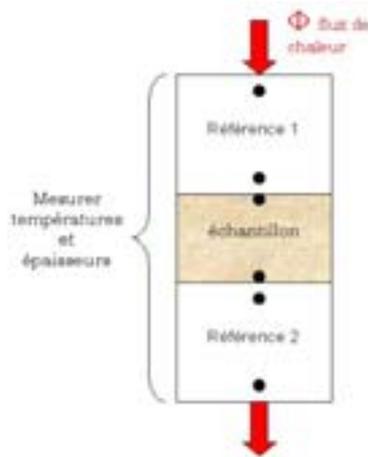


Figure A9.1. Conductivimètre comparatif. Figure A9.2. Conductivimètre symétrique.

2.1.- Principe de mesure

L'outillage est constitué d'une pile parallélépipédique constituée de deux échantillons entre lesquels est placé un élément chauffant (figure 4.13). Les deux extrémités sont maintenues à température constante θ_1 (température ambiante), et une puissance P est dissipée à l'intérieur de l'élément central. En régime permanent, l'élément chauffant est isotherme à température θ_2 . En admettant que le flux est unidirectionnel, la loi de FOURIER s'écrit pour chaque échantillon :

$$\vec{\Phi} = -\lambda \vec{g} \text{rad}\theta$$

$$\Phi = -\lambda \frac{\Delta T}{e}$$

avec:

$$\Delta T : \theta_2 - \theta_1 \quad (\text{K})$$

e : épaisseur de l'échantillon (m)

$$\theta \text{ température} \quad (\text{K})$$

Le flux de chaleur est donné par la résistance chauffante centrale, donc il peut être écrit :

$$\Phi = \frac{U^2}{2RS}$$

avec S : surface de la section droite de l'échantillon (m²)

U : tension électrique aux bornes de la résistance (V)

R : résistance (Ω)

En combinant ces deux équations, on peut déterminer l'expression de la conductivité thermique :

$$\lambda = -\frac{U^2 \cdot e}{2 \cdot R \cdot S \cdot \Delta T}$$

Connaissant la puissance injectée à la résistance ainsi que les dimensions des échantillons à étudier, un tel dispositif permet de déterminer la conductivité thermique en relevant les températures aux bornes des échantillons.

2.2.- Conditions expérimentales

2.2.1.- Echantillons

Les échantillons sont des parallélépipèdes de section 40x40 mm d'une épaisseur de 30 et 40 mm (2 séries de tests). Dans le cas qui nous intéresse, le plus gros grain est de 10 mm. Une épaisseur trop petite conduit à une sur-estimation de la conductivité thermique de près de 30%. Mais plus l'échantillon est épais, plus il faut chauffer; or, notre conductivimètre n'est pas prévu pour des températures élevées. Les valeurs 30 et 40 mm semblent être un bon compromis [Danis, 1991]. Ces échantillons sont polis et enduits d'une pâte conductrice thermique pour améliorer le comportement aux contacts.

2.2.1.- Outillage d'essai

Le conductivimètre entier se compose de l'empilement bouchon/échantillon/partie chauffante (figure A9.3) plus un montage permettant d'isoler thermiquement l'empilement et de serrer de l'ensemble (figure A9.4).



Figure A9.3. Empilement bouchon/échantillon/partie chauffante.

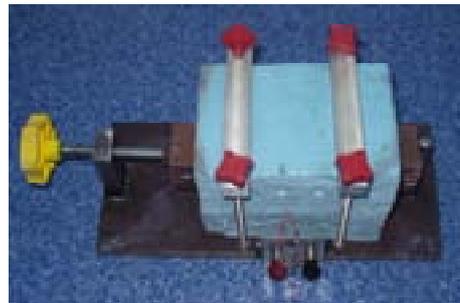


Figure A9.4. Isolation thermique.

Bouchons métalliques

Ces bouchons ont été usinés dans un bloc de cuivre et portent des ailettes qui assurent une bonne évacuation de la chaleur traversant les échantillons. Ils sont également percés d'un trou afin de pouvoir relever la température au plus près de l'échantillon.

Élément chauffant

Cet élément est composé de deux blocs de cuivre entre lesquels est placée une résistance thermique. Les deux blocs sont en cuivre afin de faciliter la diffusion de la

chaleur et ils sont également percés pour permettre la mesure de la température aux bornes de l'échantillon.

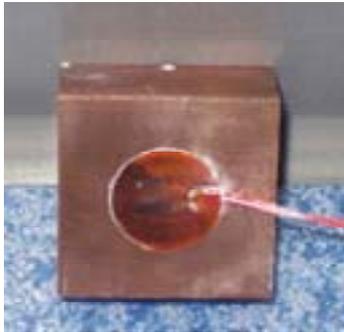


Figure A9.5. Élément chauffant.



Figure A9.6. Isolant.

Isolant

Le support isolant (figure A9.6) est conçu, d'une part, pour limiter les pertes latérales de chaleur, et d'autre part, pour maintenir le positionnement relatif de tous les éléments constitutifs de la pile. Le matériau utilisé est de la mousse polyuréthane ($\lambda = 0.03 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$). On essaye de limiter les pertes latérales de chaleur pour avoir un flux de chaleur unidirectionnel. La couche supérieure du béton polymère étant irrégulière, il faut que la mousse épouse le mieux possible les échantillons, toujours dans le but de diminuer les pertes de chaleur. Ces blocs de mousse font 30 mm d'épaisseur sur les côtés de l'empilement et 40 mm sur le dessus et dessous de la pile. Ils sont également étudiés pour laisser dépasser les bouchons de cuivre de 25mm, augmentant ainsi la surface d'échange avec l'air extérieur.

2.2.2.- Procédure de mesure

L'appareil étant isotherme, on injecte une puissance électrique constante P dans l'élément chauffant. Des mesures de températures ont été effectuées à l'aide de deux sondes permettant la détermination des différences de température aux bornes de chaque échantillon. Après un régime transitoire d'environ 4 heures, un écart de température constant est relevé. Il faut également mesurer la tension électrique introduite dans le système, la valeur de la résistance utilisée, les dimensions des échantillons ainsi que les températures à l'intérieur du conductivimètre sans oublier de relever la température extérieure.

Il est possible que le flux de chaleur ne se répartisse pas de façon équitable entre les deux échantillons. C'est pourquoi il faut corriger la puissance dissipée pour connaître quel est le flux de chaleur exact qui traverse chaque échantillon [Danis,1995].

À partir de la loi de NEWTON:

$$P_{tot} = hS_{éch} [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}] + hS_{éch} [(\theta_{T3} + \Delta\theta_{3-4}) - \theta_{ext}]$$

avec: h: coefficient de convection

$S_{éch}$: surface d'échange cuivre/air

θ_{Tx} : température au point x

$\Delta\theta_{x-y}$: différence de température entre les points x et y

θ_{ext} : température extérieure

On peut écrire $P_{tot} = P_1 + P_2$, ce qui donne:

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1 = hS_{éch} [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}] = \frac{P_{tot} \cdot hS_{éch} [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}]}{hS_{éch} [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}] + hS_{éch} [(\theta_{T3} + \Delta\theta_{3-4}) - \theta_{ext}]} \\ P_2 = hS_{éch} [(\theta_{T3} + \Delta\theta_{3-4}) - \theta_{ext}] = P_{tot} - P_1 \end{array} \right.$$

Comme les blocs de cuivre utilisés sont identiques, les valeurs de h et $S_{éch}$ sont les mêmes des deux côtés de l'empilement; l'expression peut donc être simplifiée, pour arriver à :

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1 = \frac{P_{tot} \cdot [(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}]}{[(\theta_{T2} + \Delta\theta_{1-2}) - \theta_{ext}] + [(\theta_{T3} + \Delta\theta_{3-4}) - \theta_{ext}]} \\ P_2 = P_{tot} - P_1 \end{array} \right.$$

En divisant par la surface de contact S, on connaît le flux de chaleur traversant chaque échantillon.

$$\Phi_1 = \frac{P_1}{S} \quad \text{et} \quad \Phi_2 = \frac{P_2}{S}$$

On obtient les valeurs des conductivités thermiques pour les deux échantillons :

$$\lambda_{1-2} = \frac{\Phi_1 \cdot e}{\Delta\theta_{1-2}} \quad \text{et} \quad \lambda_{3-4} = \frac{\Phi_2 \cdot e}{\Delta\theta_{3-4}}$$

Les valeurs obtenues sont légèrement majorées puisqu'on admet qu'il n'y a pas de pertes latérales de chaleur, alors que, malgré les précautions prises, on ne peut pas garantir un flux de chaleur parfaitement unidirectionnel.

3.- Résultats obtenus

En réalisant tous ces essais dans des conditions similaires (tension de 17 V, durée de 4 h, température extérieure variant de 18 à 21°C), les résultats obtenus sont montrés dans le tableau A9.1.

	Echantillon	Epaisseur (mm)	Conductivité thermique ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	c ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)
Car 8	1	30	3,67	3,5±0,2
	2	30	3,23	
	1	40	3,50	
	2	40	3,43	
Mil 8	1	30	3,47	3,2±0,2
	2	30	3,03	
	1	40	3,01	
	2	40	3,21	

Tableau A9.1. Conductivité thermique.

Références bibliographiques.

Bernard D., Quelques aspects de la mesure de conductivité thermique (Application aux roches), Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, (1981)

Danis M., Gobbe C. et Royer J.J., Procédure d'utilisation d'un conductivimètre à barre divisée pour des échantillons grenus : application au cas des granites, Technical notes Vol. 39, No 10, pp 2183-2187, (1995)

Danis M., Gounmot J., Influence de la longueur de l'échantillon sur la mesure simulée de conductivité thermique d'un matériau hétérogène, Int. Comm. Heat Mass Transfer Vol. 18, pp. 591-598, (1991)

ANNEXE 10

Coefficient de dilatation thermique

1.- Objectif de l'essai

On cherche à déterminer le coefficient de dilatation thermique des éprouvettes de béton polymère, dans la gamme des températures d'utilisation.

2.- Définition de l'essai

La mesure des déformations des éprouvettes est effectuée grâce à des jauges [MEASUREMENTS GROUP TN-513, 1986]. En effet, cette méthode s'avère plus adaptée au béton polymère que la méthode classique de la dilatométrie [ASTM No.B95-39], [ASTM No.E228-71].

Deux jauges extensométriques sont utilisées pour mesurer l'allongement, l'une collée à l'éprouvette et l'autre à un témoin de référence. Si les deux éprouvettes sont libres de contraintes résiduelles, le signal différentiel entre les deux jauges à une température donnée est égal à la dilatation différentielle entre les deux éprouvettes. Si le coefficient de dilatation thermique du témoin est connu, celui de l'éprouvette peut être déduit.

2.1.- Principe de mesure

La variation de résistance de la jauge due à une variation de température est liée à deux facteurs:

- la résistivité de la grille qui varie avec la température;
- la variation de la longueur de grille due à l'expansion de l'éprouvette et de la variation de la température.

Sous forme algébrique, il peut être écrit:

$$\frac{\Delta R}{R} = [\beta_G + (\alpha_s - \alpha_G) \times F_G] \times \Delta T$$

avec: R : résistance de la grille de jauge

β_G : la résistivité de la grille

$\alpha_s - \alpha_G$: la différence des coefficients de dilatation thermique entre la structure et la grille de la jauge

F_G : le facteur de jauge

ΔT : la variation de température

D'après la loi fondamentale de l'extensométrie:

$$\frac{\Delta R}{R} = F_G \times \varepsilon$$

la déformation apparente entre la grille G et le matériau sur lequel elle est collée devient:

$$\varepsilon_{app(G/Structure)} = \left[\frac{\beta_G}{F_G} + (\alpha_{Structure} - \alpha_G) \right] \times \Delta T$$

$\varepsilon_{app(G/Structure)}$ n'est pas linéaire avec la température car les termes dans les parenthèses sont fonction de la température.

En écrivant l'expression précédente pour le béton polymère:

$$\varepsilon_{app(G/Béton)} = \left[\frac{\beta_G}{F_G} + (\alpha_{Béton} - \alpha_G) \right] \times \Delta T$$

et pour le matériau de référence (dans ce travail, l'invar):

$$\varepsilon_{app(G/Invar)} = \left[\frac{\beta_G}{F_G} + (\alpha_{Invar} - \alpha_G) \right] \times \Delta T$$

$$\alpha_{Béton} - \alpha_{Invar} = \frac{\varepsilon_{app(G/Béton)} - \varepsilon_{app(G/Invar)}}{\Delta T}$$

Un montage en demi-pont permet de connaître directement cette valeur appelée ε_{lue} :

$$\varepsilon_{app(G/Béton)} - \varepsilon_{app(G/Invar)} = \varepsilon_{lue}$$

ce qui revient à écrire :

$$\alpha_{Béton} = \frac{\varepsilon_{lue}}{\Delta T} + \alpha_{Invar}$$

2.2.- Conditions expérimentales

2.2.1.- Echantillons

Les échantillons testés ont été découpés dans des éprouvettes fabriquées ($40 \times 40 \times 1000 \text{ mm}^3$) aux dimensions de $40 \times 40 \text{ mm}^2$ et longueur 150 mm.

Le matériau de référence utilisé est l'*Invar*, qui a un coefficient de dilatation thermique très faible : $1,85 \pm 0,15 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Pour éviter des interactions parasites dues à la géométrie, l'*Invar* a été usiné pour que l'éprouvette ait les mêmes dimensions que celles de béton polymère.

Une jauge a été collée sur chaque éprouvette et sur le témoin d'*Invar*. Pour éviter entièrement l'influence de la différence de fraction volumique des cailloux entre les deux « parties » du béton de résine (coté A et B)(figure A10.1) la jauge a été collée sur la face C ou D de l'échantillon. Pour vérification, un essai a été réalisé où l'échantillon était équipé de deux jauges placées en C et D : elles ont donné les mêmes résultats.

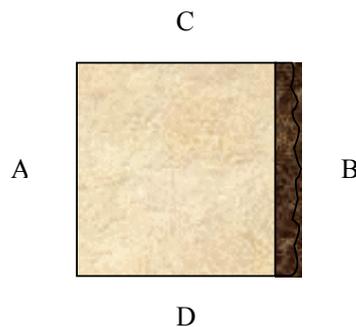


Figure A10.1. Disposition des jauges (C et D).

2.2.1.- Outillage d'essai

Les machines outils travaillent généralement à des températures près de 20°C . Afin de couvrir une gamme de température assez étendue l'essai a été réalisé entre 15°C et 50°C . Un bain thermostaté a été utilisé entre 15 et 30°C et une étuve entre 30 et 50°C . Les essais en étuve reprennent les mêmes paramètres que ceux du bain thermostaté. La différence entre les deux tests est la durée du palier ($1\text{h}30$ pour l'étuve et $2\text{h}30$ pour le bain thermostaté) ainsi que la précision des résultats ($\pm 0,2 \cdot 10^{-6}$ pour le bain thermostaté et $\pm 2 \cdot 10^{-6}$ pour l'étuve).



Figure A10.2. Bain thermostaté.



Figure A10.3. Étuve.

2.2.2.- Procédure de mesure

Test dans le bain thermostaté

L'éprouvette et le témoin en invar sont placés dans une boîte hermétique et non adiabatique et la boîte est immergée dans de l'eau distillée (figure A10.4). Le bain thermostaté fonctionne en circuit fermé.

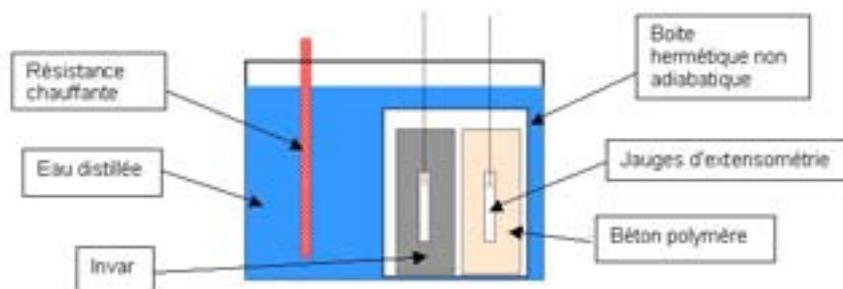


Figure A10.4. Schéma de l'outillage de mesure.

L'essai commence avec le bain à 15 °C. Pour s'assurer que l'éprouvette se trouve à la température du bain, le système est stabilisé pendant 12 heures avant de commencer les mesures. Après l'équilibrage du pont, les déformations sont relevées par paliers de 5°C. Le système est considéré comme stabilisé quand la déformation reste constante entre deux lectures (il est nécessaire 2h30 pour stabiliser la température)(figure A10.5). La procédure est répétée jusqu'à arriver à 30 °C.

Test dans l'étuve

Les échantillons et l'Invar sont placés à l'intérieur de l'étuve. L'étuve est mise à la température souhaitée et on attend environ 1h30 pour que la température des

échantillons soit stabilisée (figure A10.5). Les jauges sont branchées en demi-pont. Les déformations sont relevées à chaque incrément de température de 5°C.

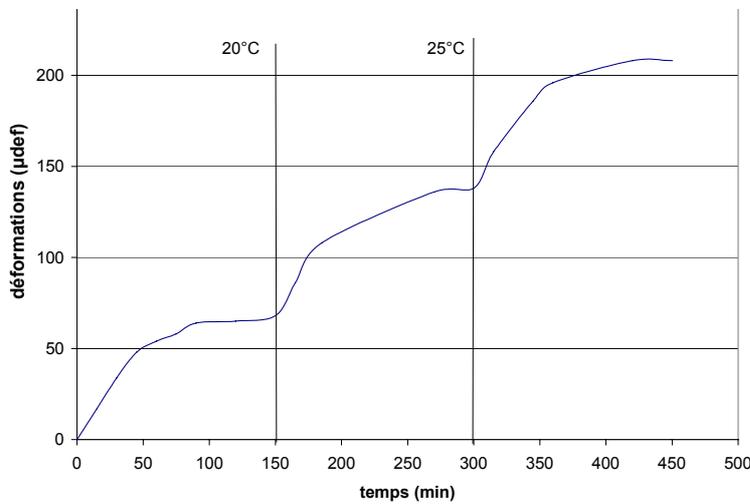


Figure A10.5. Déformations thermiques en fonction de la température et du temps.

3.- Résultats obtenus

	Plage de température (°C)	Coefficient de dilatation thermique (10^{-6} K^{-1})	
		Car 8	Mil 8
Étuve	15-20	$16,0 \pm 0,2$	$15,7 \pm 0,2$
	20-25	$16,4 \pm 0,2$	$15,9 \pm 0,2$
	25-30	$16,9 \pm 0,2$	$16,0 \pm 0,2$
Bain	30-35	17 ± 2	17 ± 2
	35-40	18 ± 2	17 ± 2
	40-45	19 ± 2	18 ± 2
	45-50	21 ± 2	19 ± 2

Tableau A10.1

Références bibliographiques

ASTM, Linear Thermal Expansion of Rigid Solids with a Vitreous Silica Dilatometer, ASTM Standard No. E228-71

ASTM, Standard Test Method for Linear Expansion of Metals, ASTM Standard No. B95-39

MEASUREMENTS GROUP, Inc., Tech Note TN-513 "Measurement of Thermal Expansion Coefficient Using Strain Gages", (1986)

ANNEXE 11

Essai Flexion quatre points

1.- Objectif de l'essai

Avec cet essai on cherche à déterminer les modules d'élasticité en traction et en compression, ainsi que la charge de rupture en traction, à partir du même essai.

2.- Définition de l'essai

Il existe deux types d'essais de flexion: la flexion trois points et la flexion quatre points. Dans le cas de la flexion trois points, l'éprouvette est soumise à un moment de flexion non uniforme qui atteint son maximum au point d'application de la charge. Ainsi le domaine où la probabilité de fissuration est la plus élevée reste confiné dans un volume restreint autour du point d'application de la charge et n'est pas représentatif de la fissuration du composite.

Pour la flexion quatre points (figure A11.1), le moment de flexion est constant entre les deux points d'application de la charge. Ainsi, la probabilité de fissuration entre ces deux points est uniforme. L'essai de flexion quatre points est plus représentatif du comportement mécanique des CCF.

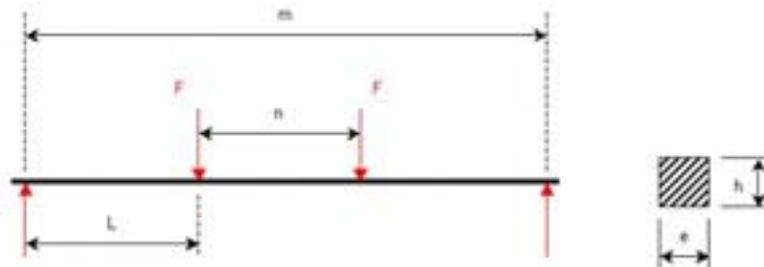


Figure A11.1. Essai flexion quatre points.

2.1.- Principe de mesure

On va considérer que l'hypothèse de Navier reste valable. La position de l'axe neutre peut être déterminé à partir de la déformation en traction et compression de la section qui est soumise à flexion pure. Dans ce cas on peut écrire:

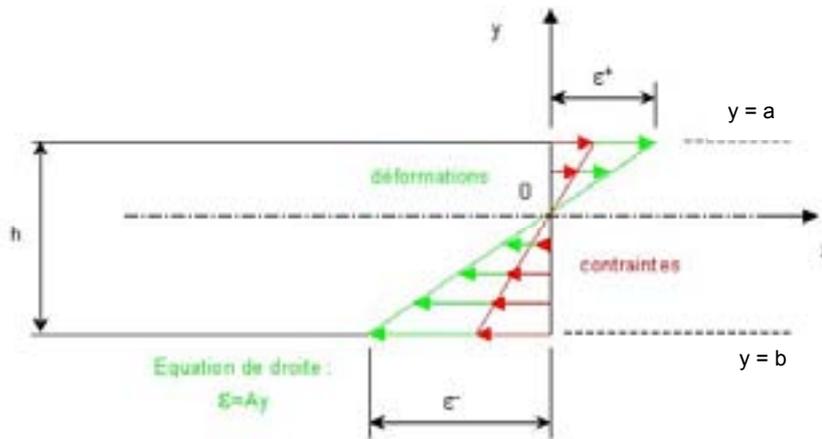


Figure A11.2

$$dS = dx.dy$$

$$A = \frac{\varepsilon^+ - \varepsilon^-}{h} > 0$$

$$\varepsilon^- < 0 < \varepsilon^+$$

$$a = \frac{h\varepsilon^+}{\varepsilon^+ - \varepsilon^-} > 0$$

$$b = \frac{-h\varepsilon^-}{\varepsilon^+ - \varepsilon^-} > 0$$

Modules d'élasticité en traction et compression

En écrivant les équations d'équilibre d'une section de l'éprouvette, on obtient les modules d'élasticité:

a) Equilibre de forces

La poutre étant en équilibre et la contrainte normale longitudinale (σ_{xx}) étant indépendante de la direction transversale, l'équilibre des forces s'écrit sous la forme:

$$\int_y \sigma_{xx} dy = 0$$

En ce qui concerne les bétons polymères, rien ne nous dit qu'ils ont un comportement isotrope, donc il faut écrire la relation sous la forme :

$$\int_{-b}^0 \sigma_{xx} dy + \int_0^a \sigma_{xx} dy = 0$$

La partie entre b et 0 étant en compression, on suppose qu'elle a un module d'élasticité E_c , tandis que la partie entre 0 et a en traction a un module d'élasticité E_t . En prenant en compte la loi de Hooke et en supposant une évolution linéaire de la déformation le long d'une section droite ($\varepsilon=A.y$), on obtient l'expression:

$$\int_{-b}^0 E_c A y dy + \int_0^a E_t A y dy = 0$$

Ce qui en intégrant et en simplifiant par $\frac{A}{2}$ donne la première équation d'équilibre :

$$E_c b^2 = E_t a^2 \quad (1)$$

b) Equilibre de moments

L'équilibre des moments s'écrit :

$$\int_S \sigma_{xx} y ds = FL$$

En faisant la même démarche que pour les efforts et en intégrant, on arrive à :

$$E_c b^3 + E_t a^3 = \frac{3FL}{e.A} \quad (2)$$

En combinant les équations (1) et (2), on arrive à connaître E_c et E_t :

$$E_c = \frac{3FL}{e.A(b^3 + ab^2)}$$

$$E_t = \frac{3FLb^2}{ea^2 A(b^3 + ab^2)}$$

Contrainte de traction.

À partir de la loi de Hooke, de l'équation d'équilibre des forces et de la relation qui nous donne la courbure, on obtient:

$$\sigma_{xx} = E \cdot \varepsilon_{xx} = E \cdot A \cdot y$$

qu'on peut substituer dans l'équation d'équilibre des moments:

$$\sigma_{xx} = \frac{M_{\max.} \cdot y}{\langle E.I \rangle} \cdot E_t$$

$$\langle E.I \rangle = E_t \cdot I_t + E_c \cdot I_c$$

avec:

I_t = moment quadratique de la section soumise à la traction, par rapport à l'axe neutre.

I_c = moment quadratique de la section soumise à la compression, par rapport à l'axe neutre.

2.2.- Conditions expérimentales

2.2.1.- Echantillons

Les échantillons utilisés sont des parallélépipèdes de section $40 \times 40 \text{ mm}^2$ et de longueur 500 mm. L'éprouvette est essayée avec le côté rugueux vertical (figure A11.3).

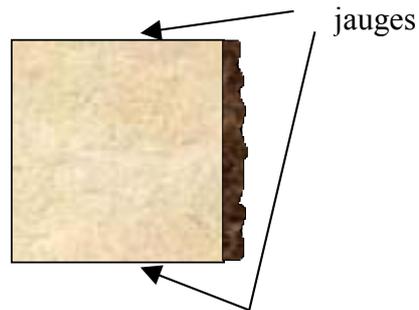


Figure A11.3

2.2.1.- Outillage d'essai.

Un outillage avec double système de rotule (figure A11.4) permet d'assurer l'alignement des appuis. Le système permet de modifier la distance entre appuis ainsi que la distance entre les points d'application des charges. Du fait des limitations de l'outillage, on a utilisé les paramètres suivants (figure A11.1):

Distance entre appuis $m = 368 \text{ mm}$.

Distance entre les deux appuis intérieurs $n = 218 \text{ mm}$

Bras de levier $L = 75 \text{ mm}$



Figure A11.4. Outillage de flexion à double rotule.

2.2.2.- Conditions d'essai

La mesure des déformations s'effectue avec deux jauges de type CEA-06-500W qui sont collées sur les deux faces opposées (figure A11.3). Le système d'acquisition DY TDS permet de relever la déformation subie par l'échantillon à chaque niveau de charge. L'essai est réalisé sur une machine universelle d'essai asservie en déplacement à une vitesse de 0,1 mm/min. Le capteur de force utilisé est de 20 KN.

3.- Résultats obtenus.

Pour chaque formulation, 5 éprouvettes ont été testées. Afin de prendre en compte l'influence du procédé de fabrication sur le matériau obtenu, les éprouvettes ont été prises des lots dont les dates de fabrication diffèrent.

Eprouvette (date de fabrication)	1 (17/10)	2 (27/01)	4 (27/01)	5 (27/01)	Moyenne
Raideur en flexion (N.m²)	8900	7900	9300	9100	8800±539
Module en compression (GPa)	39,5	33,2	44,5	44,7	40,5±4,7
Module en compression (GPa)	39,5	33,2	44,5	44,7	40,5±4,7
Contrainte à rupture (MPa)	24,8		26,6		25,7±0,9

Tableau A11.1. Caractéristiques Car8.

Eprouvette (date de fabrication)	1 (21/11)	2 (21/11)	3 (21/11)	4 (21/11)	5 (21/11)	Moyenne
Raideur en flexion (N.m²)	9000	8100	8800	8000	8700	8520±400
Module en compression (GPa)	47,5	39	40,9	38,8	44	42,0±3,3
Module en compression (GPa)	38	37	42	36,5	38	38,3±1,9
Contrainte à rupture (MPa)			26,2	26,6		26,4±0,2

Tableau A11.2. Caractéristiques Mil8.

ANNEXE 12

Ténacité

1.- Objectif de l'essai

Le but de cet essai n'est pas de faire une caractérisation précise du béton polymère mais d'avoir une idée de sa ténacité.

2.- Définition de l'essai

2.1.- Principe de mesure

Le comité technique 89-FMT du RILEM [RILEM,1991] propose entre autres les éprouvettes S.E.N.B. (Single Edge Notched Bending specimen) pour la détermination du facteur d'intensité de contrainte K et du taux de restitution d'énergie G (figure A12.1).

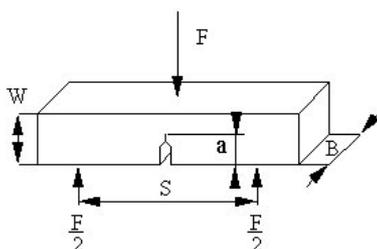


Figure A12.1. Éprouvette SENB.

La majorité des essais de ténacité statique consistent à enregistrer la courbe force-déplacement lors de la mise en charge de l'éprouvette. Suivant la grandeur à déterminer, le déplacement mesuré peut être:

- soit l'écartement de deux points situés de part et d'autre de l'entaille: C.O.D. (Crack Opening Displacement), dans le cas du facteur d'intensité de contrainte,
- soit le déplacement du point d'application de la charge: L.P.D. (Load Point Displacement), dans le cas du taux de restitution d'énergie.

Dans ce travail c'est le L.P.D. qui a été mesuré. La relation entre le L.P.D. et le C.O.D. a été évalué avec un calcul linéaire par éléments finis à partir des

caractéristiques du béton polymère mesurées (E : 40 GPa) et les dimensions des éprouvettes. La relation trouvée est de $\frac{C.O.D}{L.P.D} = 0,26$.

Le taux de restitution d'énergie critique G_{IC} peut être évalué à partir de la valeur de K_{Ic} pour un état de déformations planes et un matériaux homogène isotrope:

$$G_{Ic} = K_{Ic}^2 \frac{(1-\nu^2)}{E}$$

en prenant en compte le module d'élasticité obtenu d'après les essais de flexion (voir tableau 5.1) et $\nu=0,25$ [Tanabe, 1994].

Détermination expérimentale du facteur d'intensité de contrainte

La figure A12.2 illustre les principaux types de courbes force-ouverture qui peuvent être obtenues lors de la mise en œuvre de la mesure du facteur d'intensité de contrainte. La force maximale F_{max} et la force F_Q sont déterminées à partir de la sécante à la courbe d'essai, sécante dont la pente est égale à 95% de la pente initiale.

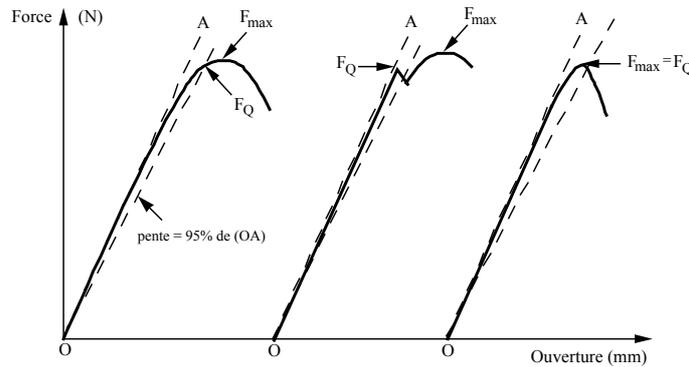


Figure A12.2. Obtention des valeurs de F_Q pour déterminer K_{Ic} .

La force F_Q correspond à un accroissement de 2% de la fissure. Connaissant F_Q , le facteur de forme $Y\left(\frac{a}{W}\right)$, calculé par Srawley [Srawley,1976], permet de connaître le champ élastique des contraintes pour chaque géométrie d'éprouvette et pour chaque longueur de fissure. Ainsi, le facteur d'intensité de contrainte K_Q correspondant à F_Q est donné pour l'éprouvette SENB par l'expression:

$$K_Q = \frac{3}{2} \frac{F_Q S}{B.W^2} \sqrt{a} . Y\left(\frac{a}{W}\right)$$

avec:

$$Y\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{1,99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left(2,15 - 3,99 \frac{a}{W} + 2,7 \left(\frac{a}{W}\right)^2\right)}{\left(1 + 2 \frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}}$$

pour $\frac{S}{W} = 4$ et $0 \leq \frac{a}{W} \leq 1$

Dans les relations précédentes F_Q , B , W , S , et a , représentent respectivement la charge appliquée à l'éprouvette, l'épaisseur, la largeur de l'échantillon, la distance entre appuis pour l'éprouvette de flexion trois-points et la longueur de fissure. Or pour que K_Q soit égale à K_{Ic} il faut garantir un état de déformations planes. En effet, pour une géométrie donnée $\frac{S}{W}$ et $\frac{a}{W}$ la valeur de K_Q dépend de la largeur B (figure 12.3).

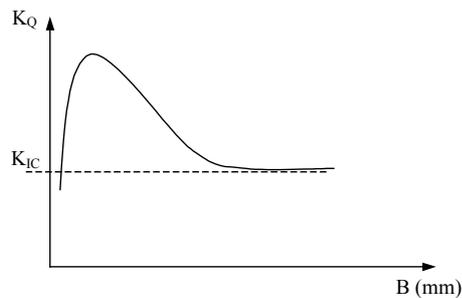


Figure A12.3. Évolution de K_Q en fonction de la largeur d'éprouvette B .

2.2.- Conditions expérimentales

Les essais de ténacité ont été réalisés sur le béton polymère de formulation Car10. De façon à vérifier qu'on est bien dans un état plane de déformation, deux largeurs d'éprouvette ont été testées. Trois essais ont été réalisés sur chaque géométrie. Le tableau A12.1 montre les dimensions des éprouvettes testées (voir figure A12.1).

	Réf.	S(mm)	B (mm)	W(mm)	a (mm)
Éprouvette épaisse	Test 5	140	40	34,8	15,5
	Test 6	140	40	34,6	15,5
	Test 7	140	40,5	34,6	15,5
Éprouvette étroite	Test 8	140	18,9	34,45	15,5
	Test 9	140	18,8	34,3	15,5
	Test 10	140	18,7	34,3	15

Tableau A12.1. Dimensions des éprouvettes testées.

On assure l'amorce de fissure grâce à la réalisation d'une fissure réalisée au fond de la entaille a avec un fil diamanté.

Les essais effectués sont des essais de flexion trois points sur des éprouvettes de type SENB sur une machine de traction ADAMEL LHOMARGY DY 32 équipée d'une chaîne d'acquisition (figure A12.4). Seuls la force et le déplacement de la traverse ont été mesurés (et non pas l'ouverture de la fissure comme demandée par la norme ASTM E-399 [ASTM E-399, 1990]).



Figure A12.4. Dispositif d'essai flexion trois points.

Le calcul du facteur d'intensité de contrainte K_Q requiert l'utilisation du facteur de forme $Y\left(\frac{a}{W}\right)$ [Srawley, 1976]. Ce polynôme, obtenu numériquement, est donné pour des élancements précis: $S/W=4$. En plus du calcul du facteur d'intensité de contrainte, l'énergie de rupture a été déterminée à partir de l'intégration de la courbe force déplacement (C.O.D).

3.- Résultats

À partir des courbes force-déplacement (figure A12.6) et après avoir obtenu par la méthode des éléments finis la relation entre le déplacement de la traverse et l'ouverture de la fissure, on trace le courbe force-ouverture de la fissure (figure A12.7). La valeur de K_Q est déterminée à partir de la valeur de la force F_Q .

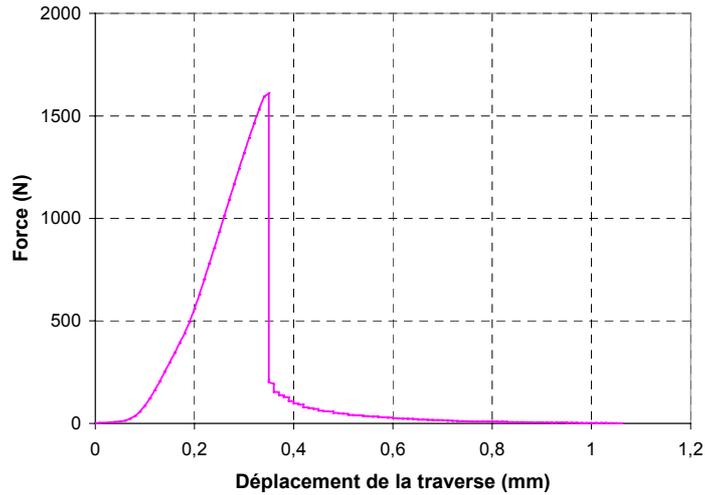


Figure A12.6. Courbe force-déplacement de la traverse (Test 5).

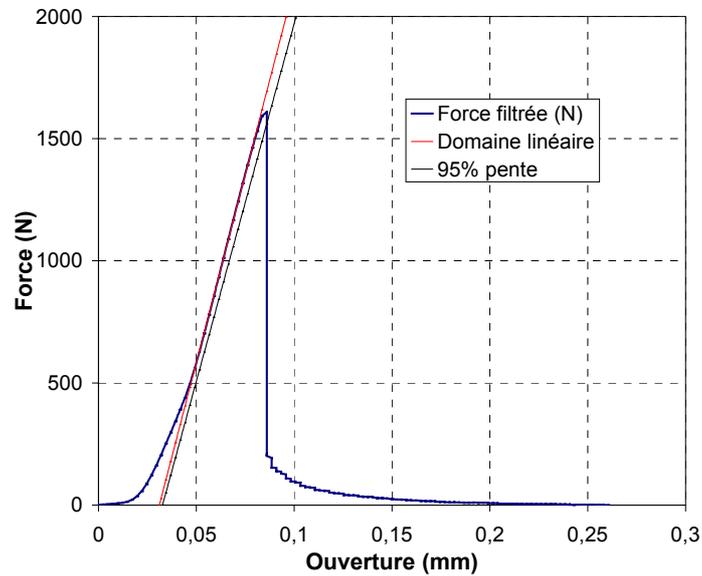


Figure A12.7. Courbe force-ouverture de la fissure (Test 5).

On constate (tableaux A12.2 et A12.3) que la valeur de K_Q est indépendante de la largeur de l'éprouvette. On est donc bien majoritairement en état de déformations planes et on peut donner la valeur de K_Q comme valeur du facteur critique d'intensité de contraintes K_{IC} et le taux de restitution d'énergie G_{IC} :

$$K_{IC} \left(\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}} \right) = 1,9 \pm 0,1$$

$$G_{IC} \left(\text{J} / \text{m}^2 \right) = 88 \pm 9$$

	Test	S/W	a/W	Y(a/W)	F _Q (N)	K _Q (MPa·m ^{1/2})	G (J/m ²)	E _R (J/m ²)
Éprouvette épaisse	5	4,02	0,45	2,25	1561	1,89	84	75
	6	4,05	0,45	2,26	1590	1,95	89	93
	7	4,05	0,45	2,26	1489	1,83	79	84
Éprouvette étroite	8	4,06	0,45	2,27	714	1,91	85	71
	9	4,08	0,45	2,28	701	1,91	86	75
	10	4,08	0,44	2,22	809	2,11	104	77

Tableau A12.2. Résultats de l'essai de ténacité

	K _Q (MPa·m ^{1/2})	G (J/m ²)	E _R (J/m ²)
Éprouvette épaisse	1,9±0,1	84±5	84±9
Éprouvette étroite	2,0±0,1	92±11	74±3

Tableau A12.3. Valeurs moyennes de K_Q, G et E_R.

Références bibliographiques.

ASTM E-399, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, (1990)

RILEM report 5, Fracture mechanics test methods for concrete, Chapman et Hall, pp.1-85, (1991)

Rawley J.E, Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens, International Journal of Fracture, Vol. 12, pp. 475-476, (1976)

Tanabe I., Takada K., Thermal deformation of machine tool structures using resin concrete, JSME International Journal Vol. 37, (1994)

ANNEXE 13

Essai d'amortissement

1.- Objectif de l'essai

Le facteur des pertes étant le paramètre le plus répandu définissant la capacité de dissipation d'énergie d'un matériau, un essai a été défini permettant de mesurer ce facteur. L'objectif est de caractériser le comportement dynamique du béton polymère développé, et de le comparer avec celui de la fonte et de la résine.

2.- Définition de l'essai

De nombreuses méthodes ont été élaborées à fin de mettre en évidence les propriétés dissipatives des matériaux et des structures [Bert, 1985]. À chacune d'entre elles correspond un paramètre caractérisant le phénomène d'amortissement.

a) Décrément logarithmique (δ)

Il traduit la décroissance des oscillations libres d'un matériau et il est défini par la relation:

$$\delta = \frac{1}{n} \cdot \log\left(\frac{a_i}{a_{i+n}}\right)$$

où a_i et a_{i+n} représentent en général l'amplitude du déplacement de la i et $i+n$ ième oscillation. Plus l'amortissement sera important, plus rapide sera l'atténuation. Expérimentalement, pour mesurer l'amortissement en terme de décrément logarithmique, l'échantillon est porté à sa fréquence de résonance à l'aide d'un excitateur qui est par la suite déconnecté. Il s'ensuit alors une décroissance des oscillations dont on mesure les amplitudes. Ce type d'essai peut être mené en mode longitudinal, transversal ou en torsion.

b) Module complexe E^* ; angle de pertes ϕ ; facteur de pertes η .

Ces trois coefficients sont en relation étroite. En effet, le module complexe E^* peut être décrit en fonction de sa partie réelle E' et de sa partie imaginaire E'' , obtenant des relations du type:

$$E^* = E' + j \cdot E''$$

$$E^* = E' (1 + j \cdot \eta) \text{ où } \eta = \frac{E''}{E'} \text{ avec } \eta = \operatorname{tg} \phi$$

E' est aussi appelé module élastique car il est relié à l'énergie élastique maximale emmagasinée par unité de volume:

$$w = \frac{1}{2} \cdot E' \cdot \varepsilon_o^2$$

E'' est aussi appelé module de pertes car il est relié à l'énergie dissipée par unité de volume:

$$\Delta w = \pi \cdot E'' \cdot \varepsilon_o^2$$

Le facteur de pertes η peut être déterminé en utilisant une technique de vibration forcée [Ernest, 1975]. Comme précédemment, ce type d'essai peut être réalisé en mode longitudinal (traction), en mode transversal (double poutre cantilever) ou en torsion.

c) Facteur de surtension Q .

Lorsqu'on effectue un balayage en fréquence de part et d'autre de la fréquence de résonance, l'écart Δf relatif aux fréquences correspondantes aux points de demi-amplitude augmente avec l'amortissement. Ainsi le facteur de qualité a été défini par la relation:

$$\frac{1}{Q} = \frac{\Delta f}{f_n}$$

où f_n représente la fréquence de résonance de n ième mode.

d) Capacité d'amortissement spécifique ψ .

Ce paramètre est défini par le rapport de l'énergie perdue au cours d'un cycle sur l'énergie maximale emmagasinée:

$$\psi = \frac{\Delta W}{W}$$

où : ΔW = énergie dissipée au cours d'un cycle.

W = énergie maximale de déformation.

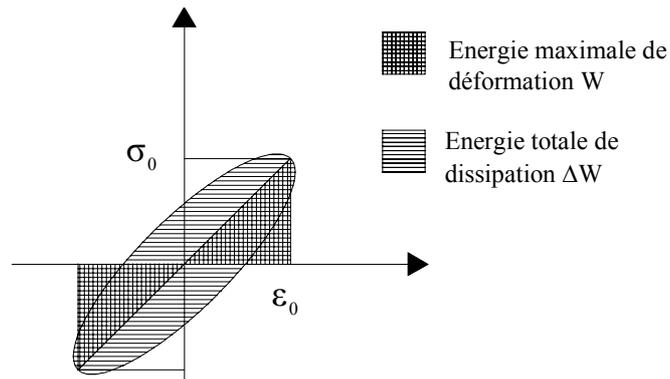


Figure A13.1. Énergie perdue au cours d'un cycle.

En régime linéaire les paramètres énoncés précédemment sont reliés entre eux par la relation suivante:

$$\frac{1}{Q} = \eta = \tan \phi = \frac{E''}{E'} = \frac{\delta}{\pi} = \frac{\psi}{2\pi}$$

Dans cette étude nous mesurons le facteur des pertes.

2.1.- Principe de mesure

Le problème des vibrations transversales d'une poutre avec les hypothèses de Bernoulli peut être résumé par la résolution de l'équation locale suivante:

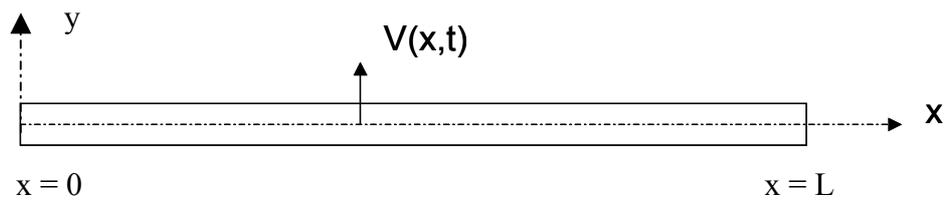


Figure A13.2. Vibration transversale d'une poutre.

$$E^* I_z \frac{d^4 v(x,t)}{dx^4} + \rho S \ddot{v}(x,t) = 0 \quad (1)$$

avec :

$v(x,t)$: déplacement transverse

E^* : module d'élasticité complexe du matériau

ρ : masse volumique

S : section transverse de la poutre

I_z : moment quadratique de la section transverse

En conditions d'appui libres, cette équation doit répondre aux conditions aux limites suivantes et aussi à deux conditions initiales:

$$\left. \begin{aligned} E^* I_z \frac{d^2 v(0, t)}{dx^2} &= M(x=0) = 0 \\ E^* I_z \frac{d^2 v(L, t)}{dx^2} &= M(x=L) = 0 \\ E^* I_z \frac{d^3 v(0, t)}{dx^3} &= T(x=0) = 0 \\ E^* I_z \frac{d^3 v(L, t)}{dx^3} &= T(x=L) = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

avec: $M(x)$ moment de flexion agissant sur la poutre

$T(x)$ effort tranchant agissant sur la poutre

Les solutions de cette équation sont les modes propres. Il faut faire la distinction entre modes rigides et modes de flexion. On ne s'intéresse ici qu'aux modes de flexion car ce sont ceux qui dissipent de l'énergie.

Recherche des modes flexibles

On recherchera une solution en variables séparées:

$$v(x, t) = V(x) \cdot q(t) \quad (3)$$

avec:

$$q(t) = e^{i\omega t} \rightarrow \ddot{q}(t) = -\omega^2 q(t) \quad (4)$$

$$V(x) = A \cos \lambda x + B \cosh \lambda x + C \sin \lambda x + D \sinh \lambda x \rightarrow \frac{d^4 V(x)}{dx^4} = \lambda^4 V(x) \quad (5)$$

L'équation locale peut s'écrire:

$$(\lambda^4 E^* I_z - \omega^2 \rho S) V(x) q(t) = 0 \quad (6)$$

avec $\lambda \neq 0$:

$$\omega^2 = \frac{\lambda^4 E^* I_z}{\rho S} \quad (7)$$

Les constantes d'intégration se trouvent avec les conditions aux limites (2):

$$\left. \begin{aligned}
\frac{d^2V(0)}{dx^2} &= \lambda^2(-A+B) = 0 \rightarrow B = A \\
\frac{d^3V(0)}{dx^3} &= \lambda^3(-C+D) = 0 \rightarrow D = C \\
\frac{d^2V(L)}{dx^2} &= \lambda^2(A(-\cos \lambda L + \operatorname{ch} \lambda L) + C(-\sin \lambda L + \operatorname{sh} \lambda L)) = 0 \\
\frac{d^3V(L)}{dx^3} &= \lambda^3(A(\sin \lambda L + \operatorname{sh} \lambda L) + C(-\cos \lambda L + \operatorname{ch} \lambda L)) = 0
\end{aligned} \right\} \quad (8)$$

La résolution de ce système d'équations donne lieu à l'équation:

$$\cos \lambda L = \frac{1}{\operatorname{ch} \lambda L} \quad (9)$$

Cette équation n'a pas de solution analytique et il faut donc la résoudre numériquement. En admettant une erreur inférieure au 2% on peut écrire la solution générale sous la forme:

$$\lambda_n L \approx \frac{\pi}{2}(2n+1) \quad (10)$$

avec n égal au numéro du mode propre calculé.

Les pulsations propres (complexes) associées à chaque mode seront:

$$\omega_n^2 = \frac{(\lambda_n L)^4 E^* I_z}{\rho S L^4} \quad (11)$$

Une fois obtenues les constantes modales λ_n on peut résoudre les équations et trouver A,B,C,D. Les fonctions modales s'écrivent:

$$V_n(x) = A_n \left(\cos \lambda_n x + \operatorname{ch} \lambda_n x + \frac{\sin^2 \lambda_n L \operatorname{ch} \lambda_n L (\sin \lambda_n x + \operatorname{sh} \lambda_n x)}{\sin \lambda_n L - \operatorname{sh} \lambda_n L} \right) \quad (12)$$

Recherche du mode rigide

Pour $\lambda = 0$; $\omega = 0$,

$$q(t) = a + bt \quad (13)$$

$$V(x) = c + dx + ex^2 + fx^3 \quad (14)$$

En appliquant les conditions de contour, on obtient:

$$V_0(x) = c + dx \quad (15)$$

Effectivement il s'agit de la superposition d'une translation et d'une rotation. Il n'y a pas de déformation.

Réponse du point moyen d'une poutre en oscillations libres

La réponse globale du système peut donc s'écrire:

$$v(x,t) = V_0(x)q_0(t) + \sum_{n=1}^{\infty} V_n(x)e^{i\omega_n t} \quad (16)$$

C'est-à-dire, la somme du mode rigide et des modes de flexion. Le déplacement du point moyen n'est pas affecté par les modes d'indice pair. En effet, le point moyen de la poutre est un nœud dans ces modes. D'où, pour un gamme de fréquences adéquates, on peut écrire le déplacement du point moyen de la poutre $v(t)$:

$$v(t) = v(L/2,t) = A_0 e^{-\omega''_0 t} \cos \omega'_0 (t-t_0) + A_1 e^{-\omega''_1 t} \cos \omega'_1 (t-t_1) \quad (17)$$

Où les constantes A_0, A_1, t_0 et t_1 dépendant des conditions initiales et les valeurs propres (complexes) se décomposent en une partie réelle et une imaginaire:

$$\left. \begin{aligned} \omega_0 &= \omega'_0 + i\omega''_0 \\ \omega_1 &= \omega'_1 + i\omega''_1 \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Il faut noter qu'on a introduit un caractère oscillatoire amorti au mode rigide. En effet, dans quelques cas pratiques où on suspend la structure a des supports élastiques flexibles pour l'analyse expérimentale, le mode rigide est en réalité un mode de très basse fréquence.

Détermination expérimentale du module d'élasticité complexe

À partir du modèle théorique décrit, on obtient le module d'élasticité complexe d'un matériau pour chaque mode de vibration. Dans notre étude, le facteur de pertes η est obtenu uniquement pour le premier mode propre.

$$E^*(\omega'_1) = \frac{\omega_1^2 \rho S L^4}{(\lambda_1 L)^4 I_z} \quad (19)$$

Pour une section rectangulaire $b \times h$ on obtient:

$$\left. \begin{aligned} E' &= \frac{12.m.l^3}{(\lambda_1.l)^4 .b.h^3} \left[(w'_1)^2 - (w''_1)^2 \right] \\ E'' &= \frac{24.m.l^3}{(\lambda_1.l)^4 .b.h^3} w'_1 .w''_1 \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

et le facteur des pertes:

$$\eta = \frac{E'}{E''} \quad (21)$$

La fréquence propre du mode 1 peut s'écrire:

$$f_r(\text{Hz}) = \frac{w_1'}{2.\pi} \quad (22)$$

2.2.- Conditions expérimentales

2.2.1.- Echantillons

Les dimensions des échantillons ont été choisies en fonction du matériau à tester et de l'intervalle de fréquences où l'on veut caractériser la variation du facteur de pertes et le module d'élasticité. La gamme des fréquences de travail dans le domaine des machines outils se situe entre 0-200 Hz. Les dimensions des échantillons à tester (voir tableau A13.1) ont été déterminées de façon à caractériser le matériau dans cette gamme.

Matériau	E (Gpa)	Masse volumique (kg/m ³)	b (mm)	H (mm)	L (mm)	Fréquence (Hz)
Fonte Grise GG30	150	7200	23	15	1600	27,5
			15	23		42
			90	37		67
			37	45		82,5
			37	90		165
Résine époxy	2,7	1255	40	26	1300	23,2
			26	40		35,7
			40	26	750	69,7
			26	40		107,2
Béton polymère (Car8)	34	2500	40	25	2050	22,6
			25	40		36
			40	25	1100	78,3
			25	40		125,3

Tableau A13.1. Définition des dimensions des éprouvettes testées.

2.2.2.- Mode de mesure

La masse de chaque éprouvette a été mesurée avant chaque essai. Chaque échantillon est suspendu par deux points (figure A13.3). De façon à pouvoir considérer l'éprouvette comme étant en oscillations libres, on introduit l'excitation dans le sens perpendiculaire aux appuis (figure A13.4). On introduit une excitation avec un marteau d'impact. De façon à ne pas exciter le 3^{ème} mode de vibration, on excite la poutre au nœud du troisième mode (figure A13.4). La réponse de la poutre est fondamentalement égale au premier mode car les fréquences suivantes sont très écartées et les modes d'ordre pair n'affectent pas le déplacement du point moyen de la poutre.

La réponse de vibration au milieu de la poutre est mesurée avec un accéléromètre.



Figure A13.3. Conditions d'appui des éprouvettes



Figure A13.4. Excitation de l'éprouvette.

Le signal mesuré avec l'accéléromètre donne la réponse de la poutre à une excitation échelon. La réponse peut s'écrire à partir du modèle théorique:

$$v(t) = A_0 e^{-\omega''_0 t} \cos \omega'_0 (t - t_0) + A_1 e^{-\omega''_1 t} \cos \omega'_1 (t - t_1)$$

où les constantes à déterminer sont A_0 , ω''_0 , ω'_0 , t_0 , A_1 , ω''_1 , ω'_1 , t_1 .

Les constantes A_0 , t_0 , A_1 et t_1 dépendent des conditions initiales. L'expression théorique est valable également pour l'accélération. En effet, par double dérivation de cette expression on obtient l'accélération du point moyen de la poutre et tous les termes seront multipliés par le terme $(-\omega'^2)$. L'ajustement a été réalisé avec l'algorithme d'optimisation Nelder-Mead [Byatt, 2003] utilisé par la fonction *fminsearch* de MatLab [MathWorks, 2001].

Pour améliorer l'ajustement du signal, on a utilisé le déplacement pour les faibles fréquences et l'accélération pour les hautes fréquences. Dans le cas de la résine et le béton polymère le mode rigide est rapidement amorti et, donc, seul le premier mode subsiste (figure A13.5) ; cependant dans le cas de la fonte grise, il faut chercher la réponse comme la somme du mode rigide et du premier mode (figure A13.6).

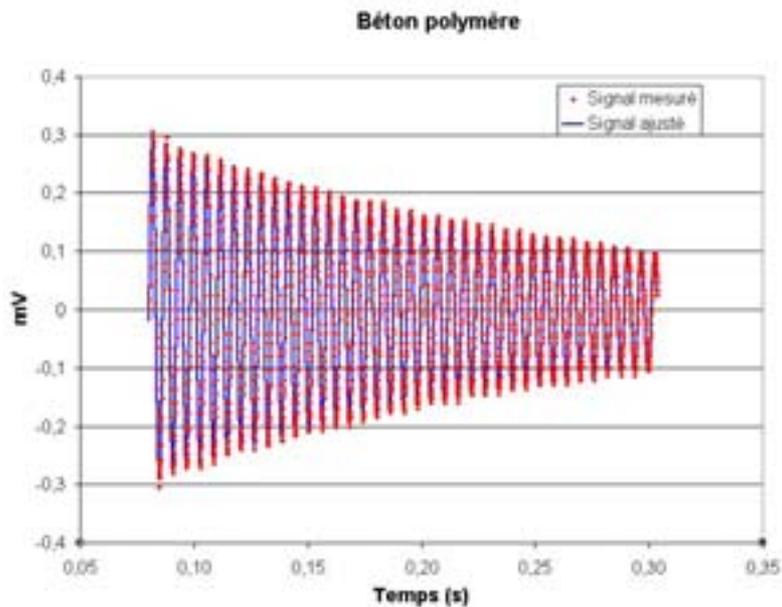


Figure A13.5. Réponse temporelle du premier mode (cas de la résine et du béton).

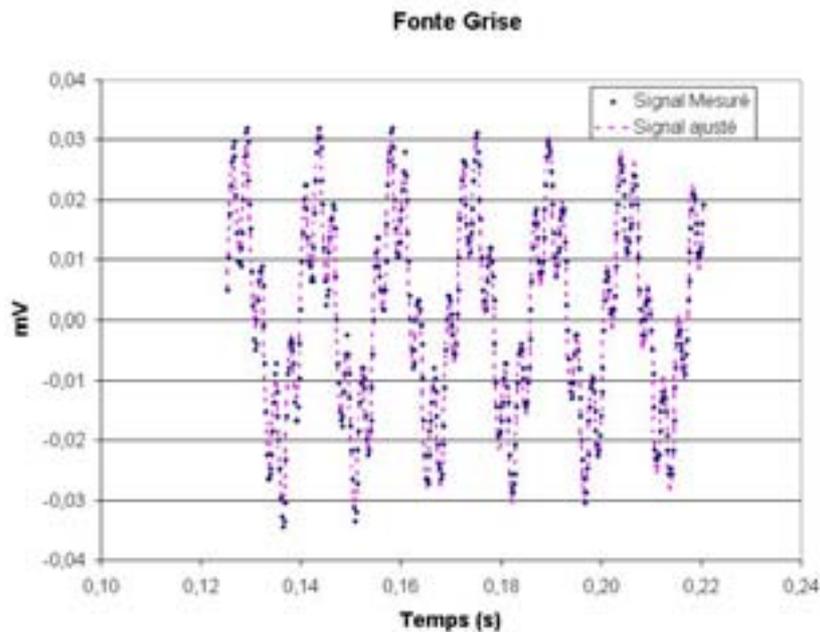


Figure A13.6. Réponse temporelle comme somme du mode rigide et premier mode (cas de la fonte grise).

2.2.3.- Conditions d'essai

La chaîne de mesure utilisée est:

- Marteau d'impact B&K pour introduire l'excitation à l'éprouvette.
- Accéléromètre PCB352C33. Sensibilité 10,31 mV/m/s². Rang 0,5-10 kHz.
- Conditionneur de signal PCB 481.
- Oscilloscope Tektronix TDS 210, 60 MHz, 1 Gs/s. L'oscilloscope est configuré à 25 ms/div avec la base du temps et 50 mV/div pour la réponse.
- Software WaveStar [Wavestar, 1994] pour le stockage des signaux.
- Matlab [MathWorks, 2001] pour le traitement du signal.

Chaque mesure est formée par 2500 points.

3.- Résultats obtenus

Le tableau A13.2 montre les dimensions des éprouvettes mesurées ainsi que leur masse. À partir des mesures réalisées on a obtenu la masse volumique.

D'après l'ajustement des constantes on obtient le facteur de pertes ainsi que le module d'élasticité (Tableau A13.3).

Fonte grise EN-GJL-300					
	b (mm)	h (mm)	L (mm)	Masse (kg)	Masse volumique (kg/m ³)
1	23,14	14,64	1587	3,86	7180
2	14,64	23,14	1587	3,86	7180
3	90,20	37,00	1587	37,5	7080
4	36,51	45,37	1587	18,99	7224
5	37,00	90,20	1587	37,5	7080
Résine époxy					
1	40,07	26,07	1295	1,54	1138
2	26,07	40,07	1295	1,54	1138
3	40,10	26,01	749	0,89	1139
4	26,01	40,10	749	0,89	1139
Béton polymère					
1	4,86	40,27	25,04	2033	2371
2	4,86	25,04	40,27	2033	2371
3	2,64	40,25	25,27	1099	2361
4	2,64	25,27	40,25	1099	2361

Tableau A13.2. Dimensions des éprouvettes testées.

Fonte grise EN-GJL-300				
	Fréquence (Hz)	E' (GPa)	E'' (GPa)	Facteur de pertes (%)
1	25,82	134,10	0,64	0,53
2	40,71	133,43	1,79	1,34
3	64,77	130,25	0,58	0,45
4	79,51	133,22	0,36	0,27
5	158,50	131,25	0,16	0,12
Résine époxy				
1	27	3,34	0,12	3,52
2	40	3,00	0,08	2,67
3	84	3,55	0,07	1,97
4	127	3,41	0,10	2,81
Béton polymère				
1	24,89	37,87	0,40	1,06
2	40,41	38,59	0,85	2,21
3	85,50	37,31	0,57	1,53
4	137,13	37,83	0,30	0,79

Tableau A13.3. Résultats des essais.

Références bibliographiques

Bert C.W., Composite materials: a survey of the damping capacity of fiber-reinforced composites, In role of interfaces on material damping, Proceedings of an international symposium, edited by B.B Rath and M.S.Msira, published by ASM, 13-17 October, (1985)

Byatt D., Coope I., Price C., 40 Years of the Nelder-Mead Algorithm, www.cccm.sfu.ca/AAS/coope.pdf, (2003).

Ernest B., Daxson J.R., Real and imaginary parts of the complex viscoelastic modulus for boron fiber reinforced plastics (BFRP, J.Acoust.Soc.Amer., vol.57,n°4, April, p.891-898, (1975)

Hashin Z., Complex moduli of viscoelastic composites-I. General theory and application to particulate composites, Int.J.Solids Structures, Vol.6,pp. 539-552, Pergamon Press, (1970)

MatLab v. 6.1.0.450 Release 12.1, The MathWorks Inc, (2001)

Wavestar, WaveStar Lite V1.0.10 Tektronic Inc., 1994

Contribution méthodologique à la conception des multimatériaux : application à la définition d'un multimatériaux de bâti de machine outil.

L'objectif de cette thèse est de faire émerger une méthode de conception de multimatériaux, à partir de la reconception d'un composant de machine-outil, dont le cahier des charges fonctionnelles, conduit à des requis au niveau du cahier des charges matériau, que les matériaux monolithiques actuellement disponibles ne peuvent satisfaire. La démarche proposée a été validée à partir de la conception et de la mise en œuvre d'un multimatériaux pour un composant de machine outil. L'analyse fonctionnelle des composants d'une rectifieuse a permis de sélectionner l'organe pour lequel la conception d'un multimatériaux s'avère la plus justifiée, le bâti, en raison de certaines incompatibilités entre propriétés requises : amélioration des comportements thermique et dynamique.

La réalisation d'un plan d'expériences numérique a permis de faire émerger les attendus au niveau des indices de performances définissant les comportements thermique et dynamique. La recherche d'une solution monolithique montre que seul le béton hydraulique permet les améliorations recherchées. Cependant cette solution ne répond pas à d'autres requis tels que le délai de fabrication et la résistance aux fluides de coupe. L'analyse de la solution trouvée conduit à la partition du cahier des charges matrice et renfort de façon à résoudre l'incompatibilité. Cette approche s'est concrétisée dans une solution béton polymère.

Une formulation de béton polymère à partir des modèles de homogénéisation a été développée. Des essais de caractérisation ont permis l'obtention des caractéristiques du matériau développé. La comparaison entre ces caractéristiques et celles obtenues par simulation numérique a permis d'apprécier l'efficacité de l'approche. L'amélioration thermique n'étant pas assez significative, une nouvelle application de la méthode proposée a conduit à l'intégration d'éléments de renforcement basés sur l'utilisation de fibres de carbone.

Mots-clés : Multimatériaux, Méthode de conception, Analyse fonctionnelle, Fabrication, Simulation numérique, Caractérisation, Béton polymère

Methodological contribution to the design of a multimaterial: application to the definition of a multimaterial machine tool frame.

The objective of this thesis is to propose a method to design multimaterials, by means of the redesign of a machine tool part, in which the functional set of requirements led to a material set of requirements that the currently available monolithic materials cannot satisfy. The proposed method has been validated by the design and manufacture of a multimaterial for a machine tool part. The functional analysis of the components of a grinding machine made it possible to select the part for which the design of multimaterials proves to be the most justified, the frame, because of certain incompatibilities between necessary properties: improvement of the thermal and dynamic behaviour.

Numerical experimental design made it possible to obtain the performance index defining thermal and dynamic behaviour. The search for a monolithic solution shows that only the hydraulic concrete allows the required improvements. However this solution does not answer others requirements such as the manufacturing lead time and resistance to cutting fluids. The analysis of the hydraulic concrete solution leads to the partition of the set of requirements for matrix and reinforcement in order to solve the incompatibility. This approach was concretized in a polymer concrete solution. A formulation of a polymer concrete from the homogenisation models was developed. Characterization tests, allow to obtain the characteristics of the developed material. The comparison between these characteristics and those obtained by numerical simulation made it possible to appreciate the effectiveness of the approach. Not being the thermal improvement significant enough, a new application of the suggested method leads to the integration of elements of reinforcement based on the use of carbon fibres.

Key words: Multimaterials, Design method, Functional analysis, Manufacturing process, Numerical simulation, Characterisation, Polymer concrete

Laboratoire de Génie Mécanique et Matériaux de Bordeaux
IUT Bordeaux I
Domaine Universitaire
33405 Talence Cedex