

Ecole Centrale des Arts et Manufactures

THESE DE DOCTEUR INGENIEUR

SYSTEME DE SURVEILLANCE
POUR LA DETECTION DU DOMMAGE DE FATIGUE
CUMULEE DANS LES STRUCTURES OFFSHORE EN ACIER

PAR

Enrique J. LAYA

Présentée le 11 Décembre 1987 devant le jury :

MM. J. BIAREZ
A. BOVIS
M. HUTHER
M. BLANC
J. BORDES
P. OZANNE

aux mes parents...

à mon épouse...

SOMMAIRE

La conception des pièces de géométrie complexe soumises à l'action de plusieurs charges aléatoires est actuellement délicate en raison de la méconnaissance du phénomène physique de cumul de fatigue. Dans le cas des plateformes offshore la complexité de l'environnement vient s'ajouter aux difficultés de résistance des aciers soudés pour une description quantitative précise du phénomène. Les procédures de conception des joints tubulaires soudés, même si elles apparaissent très conservatives, ne garantissent pas leur parfaite intégrité vis à vis de la fatigue. Il en résulte que l'inspection systématique des plateformes s'impose comme seul moyen de préservation de leur sécurité.

Les procédures d'inspections visuelles et non-destructives des plateformes sont en général très coûteuses et peu pratiques en raison des difficultés de mise en oeuvre, des normes de sécurité du personnel et du manque d'adaptation des technologies d'inspection automatisée en milieu sous-marin.

Comme solution partielle à cette situation plusieurs systèmes de surveillance de l'intégrité structurelle ont été proposés au niveau prototype. Ils sont basés sur la mesure et l'analyse des vibrations, l'émission acoustique, ou la mesure localisée du cumul de fatigue au travers des témoins de fatigue dont la durée de vie est proportionnelle à celle de l'acier soudé. Une revue et analyse des méthodes proposées a montré que les limitations inhérentes à ces méthodes excluent leur application comme système

de surveillance continue pouvant fournir des informations anticipées sur les risques, seules informations pouvant aider à la décision de mesures préventives.

L'analyse des possibilités offertes à court terme conduit à proposer un système de surveillance basé sur la mesure des déformations sur les tubes au voisinage des joints soudés des noeuds critiques de la plateforme. Les mesures sont enregistrées en temps réel et traitées par un algorithme qui permet d'identifier les divers points possibles de cumul important de fatigue important et d'estimer le dommage selon un critère de cumul linéaire. Cet algorithme s'appuie sur un modèle structurel de chaque joint considéré.

Un analyse par une méthode de combinaison des charges aléatoires a montré que seule un traitement en temps réel était justifié, les méthodes de combinaison de projet basés sur les facteurs de concentration de contrainte étant trop imprécises.

Le système devant rester en opération pendant toute la vie de la structure et les capteurs ne pouvant être fixés trop près des joints soudés en raison des impératifs des méthodes de surveillance non destructives, il a été retenue la mesure de déformations nominales des tubes arrivant au noeud surveillé.

Le cout de l'installation étant un facteur pris en considération nous avons recherché parmi les matériels existants, aussi bien au

niveau capteurs que transmission et traitement, ceux qui répondaient aux besoins définis.

Il a ainsi été possible de définir un système composé d'éléments se trouvant facilement sur le marché.

Le système étant basé sur l'acquisition d'une grandeur directement liée à la contrainte aléatoire origine du cumul de fatigue, la méthode s'affranchit de la mesure des paramètres d'environnement et du calcul de la réponse de la structure, donc des incertitudes qui y sont associés. Ainsi on limite les coûts opérationnels.

Seules restent les incertitudes liées au comptage des cycles et le critère de rupture associé à la loi de cumul des dommages.

Cependant on peut considérer que l'information fournie sera de meilleure précision que les résultats des calculs d'évaluation effectués lors du dimensionnement du projet. Cette information étant d'autre part obtenue en continue et quantifiant la progression du cumul de fatigue elle sera une aide importante dans l'évaluation du risque à venir et par conséquent pour décider des inspection et mesures préventives.

REMERCIEMENTS

La réalisation de cette Thèse a été rendue possible grâce à la collaboration économique de INTEVEP S.A. et du BUREAU VERITAS. Leur générosité et leur complicité apportées ont été d'autant plus appréciés.

Je tiens à remercier M. HUTHER pour son aide vitale qui a contribué au développement de cette Thèse. Il est difficile de trouver les mots pour exprimer mes remerciements pour ses conseils, participation et appuis apportés au cours de ces années.

Je remercie également Mme BAUDIN Michèle pour son précieux concours ainsi qu'au concours des collègues de INTEVEP et du BUREAU VERITAS pour leur appui manifesté pendant ces années.

Un mot très spécial pour mon épouse qui a su supporter les difficultés et les sacrifices consenties au développement de cette Thèse.

TABLE DES MATIERES

SOMMAIRE

REMERCIEMENTS

LISTE DES FIGURES

10

LISTE DES TABLES

14

PREFACE

15

1. INTRODUCTION.

17

2. FATIGUE DES STRUCTURES MARINES.

20

2.1 RAPPELS SUR LE CUMUL DE FATIGUE.

20

2.2 ESTIMATION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE. ETAT DE L'ART.

22

2.2.1 Description et représentation des charges.

26

2.2.2 Chargement hydrodynamique cyclique sur plateformes offshore fixes.

28

2.3 LA CONCEPTION A LA FATIGUE D'UNE STRUCTURE OFFSHORE.

33

2.4 JOINTS TUBULAIRES SOUDES.

40

2.4.1 Etat de l'art.

40

2.4.2 Simulation directe par éléments finis.

42

2.5 REFERENCES.

43

3. MESURE DU CUMUL DE FATIGUE.

45

3.1 METHODES D'INSPECTION.

46

3.1.1 Inspection visuelle.

46

3.1.1.1 Inspection directe.

47

3.1.1.2 Inspection à distance. Véhicules téléguidés (VT).

48

3.1.1.3 Possibilités et limitations de l'inspection visuelle.

49

3.1.2 Méthodes non destructives.

51

3.1.2.1	Inspection par particules magnétiques.	51
3.1.2.2	Inspection par ultrason.	52
3.1.2.3	Inspection par radiographie.	55
3.1.2.4	Possibilités et limitations des méthodes non destructives.	58
3.2	TECHNIQUES DE SURVEILLANCE DE L'ETAT DES STRUCTURES.	58
3.2.1	Méthodes de détection des dommages.	60
3.2.1.1	Techniques opérationnelles.	60
3.2.1.2	Surveillance de la signature vibratoire.	62
3.2.1.3	Emission acoustique.	66
3.2.2	Méthodes de mesure du cumul de fatigue.	68
3.2.1	Calculs éléments finis et mesures de vibrations.	68
3.2.2	Capteurs mécaniques de mesure locale du cumul de fatigue.	72
3.2.3	Proposition d'une méthode en temps réel avec capteurs locaux.	77
3.3	REFERENCES	81
4.	ANALYSE DES MODELES DE COMBINAISON DES CONTRAINTES.	81
4.1	FORMULES ANALYTIQUES DE COMBINAISON DES CONTRAINTES AUX POINTS CHAUDS DES JOINTS TUBULAIRES.	84
4.1.1	Expression du guide ARSEM.	85
4.1.2	Autre expression utilisée.	88
4.2	MODELE ELEMENTS FINIS POUR L'ETUDE DES COMBINAISONS.	90
4.2.1	Schématisation d'un noeud tubulaire.	90
4.2.2	Matrices des coefficients d'influence.	94
4.3	SIMULATION DU CUMUL DE FATIGUE.	97

4.3.1 Estimation des charges sur un joint tubulaire.	102
4.3.2 Combinaison des cycles de chargement.	105
4.3.3 Résultats de la simulation de fatigue.	110
4.4 VERIFICATION EXPERIMENTALE.	116
4.4.1 Réalisation du modèle expérimental.	118
4.4.2 Résultats des mesures.	120
4.5 REFERENCES.	121
5. CONCEPTION D'UN SYSTEME DE SURVEILLANCE.	122
5.1 INTRODUCTION.	122
5.2 SYSTEME DE MESURE.	128
5.2.1 Sélection d'une technique de mesure.	128
5.2.2 Mesure de déformation par capteurs à corde vibrante.	133
5.2.3 Méthode d'installation des capteurs.	137
5.2.4 Système de transmission à la surface.	148
5.2.5 Système de conditionnement des signaux.	156
5.3 SYSTEME DE DETERMINATION DES FORCES INTERNES AUTOUR D'UN NOEUD.	159
5.3.1 Numérisation des signaux.	159
5.3.2 Détermination des déformations et forces internes.	164
5.4 SYSTEME DE CALCUL DU CUMUL DE FATIGUE.	165
5.4.1 Méthode de calcul du cumul.	165
5.4.2 Calcul des matrices des coefficients d'influence pour un noeud.	167
5.4.3 Comptage des cycles dans les éléments d'un noeud.	169
5.4.4 Histogrammes des contraintes au niveau d'un noeud.	172
5.4.5 Cumul de fatigue par noeud.	174

5.5 SYSTEME D'ARCHIVAGE.	176
5.5.1 Introduction.	176
5.5.2 Schéma du système d'archivage.	178
5.6 REFERENCES.	180
6. CONCLUSIONS.	182
ANNEXE A : SIMULATION DE LA REPOSE DYNAMIQUE D'UNE PLATEFORME OFFSHORE	186
ANNEXE B : ETUDE ANALYTIQUE ET EXPERIMENTALE DES FACTEURS DE CONCENTRATION DES CONTRAINTES SUR UN JOINT X.	213

LISTE DES FIGURES

1. Courbe S-N pour un acier de structure.
2. Courbe S-N pour des joints soudés utilisés dans des structures marines.
3. Variation de la hauteur de la houle avec la période associée. Distribution conjointe hauteur-période.
4. Stades de la conception des structures offshore la fatigue.
5. Principe de l'application de l'holographie acoustique comme méthode non destructive.
6. Principe d'opération de la spectrométrie de temps de diffraction (Time-of-Flight-Diffraction) comme méthode non destructive.
7. Schéma fonctionnel du calcul indirect du cumul de fatigue partir des mesures d'accélération.
8. Témoin de fatigue proposé par STAS.
9. Assemblage de 4 témoins marinisés installer sur éléments tubulaires offshore immergés.
10. Configuration typique d'instrumentation proposée autour d'un noeud soudé.
11. Joint en K sous état multi-charge.
12. Sens de mesure des angles θ_1 et θ_2 dans la formule (4.4).
13. Modèle des éléments finis du joint K.
14. Distribution cumulative approximative des hauteurs de houle.
15. Courbe S-N proposée par ARSEM pour des joints tubulaires des structures maritimes.
16. Application de la méthode de combinaison pour le calcul de cumul de fatigue.
17. Eléments soumis au plus fort cumul de fatigue.
18. Différence de cumul de fatigue prédit par la formule (4.3) et la méthode ELFI avec combinaison des cycles.

19. Différence de cumul de fatigue prédit par la formule (4.4) et la méthode ELFI avec combinaison des cycles.
20. Modèle en plexiglass du joint en X.
21. Modèle dynamique simplifié du capteur corde vibrante.
22. Déformations locales dans un élément d'un noeud soudé.
23. Section transversale d'un élément tubulaire soumis une force axiale et des moments perpendiculaires.
24. Méthode de fixation des capteurs corde vibrante.
25. Méthode d'installation et réglage de capteurs.
26. Installation de capot de protection des capteurs.
27. Schéma de connexion typique des capteurs de corde vibrante.
28. Schéma de cablage typique d'un group de capteurs.
29. Aspect extérieur d'une boîte de jonction.
30. Schéma fonctionnel du système de conditionnement/entretien des capteurs de corde vibrante.
31. Configuration de base du système d'acquisition des données.
32. Séquence de numérisation proposé pour un retard minimum.
33. Fonctions de base du système de calcul du cumul.
34. Schéma de base de la méthode de comptage de paires d'étendue en cascade (méthode de "rainflow").
35. Liste d'instructions du program de comptage des cycles par la méthode de paires d'étendue en cascade. (méthode de "rainflow").
36. Phases d'opération du système de traitement.
37. Phases principales du système d'archivage.
 - A.1. Modèle de structure jacket offshore.
 - A.2. Dimensions extérieurs du modèle structurel.
 - A.3. Fonction de puissance de densité spectrale de hau-

teur de houle. Modèle de Pierson-Moskowitz. $H_s = 4$ m,
 $T_0 = 3.74$ s.

- A.4. Hauteur de houle aléatoire modélé pour la simulation de réponse dynamique.
- A.5. Position du joint K dans le modèle structurel.
- A.6. Premiers modes de vibration du modèle structurel.
- A.7. Forces internes dans l'élément horizontal du joint en K.
- A.8. Forces internes dans l'élément incliné du joint en K.
- A.9. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 force axiale de l'élément horizontal.
 force axiale de l'élément incliné.
- A.10. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 force axiale de l'élément horizontal.
 moment dans le plan de l'élément incliné.
- A.11. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 force axiale de l'élément horizontal.
 moment hors du plan de l'élément incliné.
- A.12. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 force axiale de l'élément incliné.
 moment dans le plan de l'élément horizontal.
- A.13. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 force axiale de l'élément incliné.
 moment hors du plan de l'élément horizontal.
- A.14. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 moment dans le plan de l'élément horizontal.
 moment dans le plan de l'élément incliné.
- A.15. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
 moment hors du plan de l'élément horizontal.
 moment hors du plan de l'élément incliné.
- B.1. Dimensions du joint en X.
- B.2. Modèle d'éléments finis du joint.
- B.3. Schéma de fixation et instrumentation de la pièce.
- B.4. Disposition des jauges électriques sur le joint testé.
- B.5. Expressions de calcul de rosettes 45 degrés.
- B.6. Comparaison des facteurs de concentration des contraintes expérimentaux et analytiques sur le joint en X.

- B.7. Schéma fonctionnel de la chaîne de mesure et d'enregistrement de données.
- B.8. Vue générale des essais sur le joint en X.
- B.9. Vue de l'installation des jauges électriques sur le joint en X.
- B.10. Détails de support et chargement du joint en x.

LISTE DES TABLES

1. Caractéristiques de base du modèle numérique du joint en K.
 2. Facteurs de concentration de contraintes résultants pour les six modes de chargement sur le joint en K.
 3. Distribution cumulatif de modes de chargement.
 4. Résultats de la simulation de cumul de fatigue pour 40000 cycles.
 5. Comparaison des techniques de mesure de déformation.
- B.1 Caractéristiques de base du modèle numérique du joint en X.

PREFACE

Cette étude a été réalisée dans le cadre des programmes de recherche des sociétés INTEVEP, S.A. et BUREAU VERITAS.

INTEVEP, S.A. est la filiale de recherche et développement de Petroleos de Venezuela, S.A., société pétrolière mère nationale vénézuélienne. La mission basique de l'INTEVEP correspond au développement et adaptation des techniques d'exploration, de production et de raffinage ainsi qu'au développement et industrialisation des produits dérivés.

Pour l'ensemble des programmes de recherche associés à la production pétrolière il a été défini comme objectif de supporter le développement des techniques de mesure pour le suivi continu des processus et de la sécurité des installations. Dans le cas spécifique des programmes de sécurité structurelle d'installations pétrolières offshore il a été programmé le développement de systèmes de mesure et suivi du comportement vis à vis des charges cycliques d'environnement en raison du danger potentiel associé à l'accumulation de fatigue.

Le BUREAU VERITAS est une société de classification et certification internationale. Dans le cadre de ses activités offshore elle possède un programme de recherche et développement dans lequel le sujet Inspection-Réparation-Maintenance est en cours de développement. Un système IRM nécessite le contrôle du

niveau de fatigue accumulée dans la structure, ce qui conduit le BUREAU VERITAS à des travaux de recherche sur le sujet du calcul et de la mesure du cumul de fatigue dans les éléments en acier soudé.

Etant donc donné l'existence d'un intérêt partagé pour ce sujet entre INTEVEP et BUREAU VERITAS, il a été décidé de concevoir ensemble un système de mesure et suivi en temps réel ou légèrement différé du cumul de fatigue dans les noeuds tubulaires des plateformes offshore. Le travail correspondant fait l'objet de la thèse présentée dans le cadre du laboratoire STRUCTURES-MECANIQUE DES SOLS de l'ECOLE CENTRALE DE PARIS.

1. INTRODUCTION.

L'environnement complexe, la nature et l'échelle des opérations offshore pour l'exploitation du pétrole a demandé d'assez gros efforts en ce qui concerne la conception, la construction, l'installation et l'inspection des nombreuses et diverses structures offshore en service aujourd'hui.

Des résultats relativement innovateurs ont principalement été observés dans l'emploi des ordinateurs de grande taille, de logiciels complexes et performants. De gros efforts expérimentaux ont été consacrés à améliorer la conception de ces structures d'un point de vue économique.

Les méthodes de fabrication, les contrôles de qualité et les procédés de mesure ont aussi progressé de façon significative, dans le sens d'une amélioration de la construction vers un coût moindre et une plus grande rapidité.

Le domaine de l'inspection, bien que fortement amélioré en comparaison avec les débuts, n'a cependant pas encore évolué autant que les autres spécialités concernées. Il n'existe actuellement aucune méthode sûre pour automatiser ou réduire systématiquement le nombre des inspections visuelles des structures offshore en opération. Les visites actuelles consistent à inspecter le fond pour vérifier qu'on n'y rencontre pas des éléments tombés à la suite d'une rupture. Le plus raffiné consiste à inspecter après nettoyage, visuellement et par méthodes non destructives (MND) certains noeuds

sélectionnés. Les systèmes existants pour la surveillance intégrale sont encore en développement. Ces systèmes sont au nombre de trois : pressio-détection, vibrodétection et émission acoustique. Le premier d'entre-eux est basé sur la détection de la chute de pression due à la fuite de l'eau ou de l'air insufflé dans les éléments tubulaires, la chute de pression étant reliée à des fissures traversant les parois sur toute leur épaisseur. La vibrodétection est une technique qui consiste à rechercher des dommages à partir des changements de propriétés dynamiques structurelles. La mesure et l'interprétation en continu ou périodique de la vibration en des endroits précis donnent l'information nécessaire à la détection des ruptures. L'émission acoustique est une méthode basée sur l'émission d'ondes élastiques sonores de haute fréquence due à la croissance d'une fissure ou d'un défaut dans le matériau.

Mis à part l'émission acoustique, qui est encore loin de pouvoir être appliquée à une structure réelle complexe, les deux autres ne donnent une information que lorsque la rupture existe déjà. Elles ne permettent pas de prévoir et donc de prendre des décisions préventives. On ne dispose pas encore de moyens de surveillance préventive pour aider l'opérateur ou le bureau de certification lors de l'établissement des programmes d'inspection.

Cette étude propose, en combinant des théories vérifiées et des techniques de pointe, le développement d'un système de surveillance et de détection d'accélération inopinées du cumul

de fatigue dans les structures offshore.

L'objectif primordial de ce système est de prévoir l'usure excessive due à la fatigue de certains éléments, les joints tubulaires en acier soudé, afin de pouvoir aider à la décision d'inspections et de mesures dans le but de prévenir une situation dangereuse. De plus, le système permettrait l'espacement ou l'allègement des programmes d'inspection lorsque les mesures indiqueraient que la situation est normale ou plus favorable que la normale.

Le système de surveillance, dont la fonction principale est de mesurer le dommage cumulé de fatigue, peut être complété par des mesures de paramètres additionnels permettant d'avoir les informations complémentaires utiles à la confirmation du diagnostic.

2. FATIGUE DES STRUCTURES MARINES.

2.1 RAPPELS SUR LE CUMUL DE FATIGUE.

La fatigue est un mécanisme complexe qui se caractérise par la perte graduelle de la capacité de résistance des éléments métalliques soumis à des charges cycliques. Cette réduction de capacité est associée au dommage qui s'accumule comme conséquence de l'application d'un grand nombre de cycles d'efforts, étant pourtant tous d'amplitude inférieure à celle nécessaire à la rupture sous charge statique.

Les effets de la fatigue correspondent en premier à la formation de fissures superficielles qui se forment à partir des petits défauts existant sur le matériau (rayures, chocs, soudures, etc...). Cette première phase, pour un élément soudé, correspond généralement à 5 à 10 % de la durée de vie utile en fatigue (vie utile = temps nécessaire pour observer la rupture). Le reste du temps correspond à la propagation de ces fissures sur la surface et à travers l'épaisseur du matériau, jusqu'à la perte notable de la capacité portante de l'élément.

Il existe un nombre considérable de facteurs qui affectent la durée de la vie utile. Parmi les plus importants notons :

-Défauts initiaux : Ce sont les microfissures et assimilés (de forte concentration de contraintes) dans les soudures.

-Contraintes résiduelles : L'existence de contraintes

résiduelles de valeurs voisines à la limite d'élasticité est courante dans les joints soudés sans traitement thermique après soudage.

-Corrosion : La corrosion est un facteur fondamental à prendre en compte lors de la conception face à la résistance en fatigue.

-Concentration de contraintes : La géométrie des éléments type des constructions métalliques, particulièrement les joints tubulaires, conduit à des concentrations géométriques de contrainte en fonction des formes. La durée de vie en fatigue diminue de façon exponentielle (approximativement à la puissance 3) en fonction de l'amplitude de ces concentrations.

Les interactions entre ces effets et d'autres facteurs, par exemple le contrôle de qualité en cours de construction, rendent difficiles les prédictions de durée de vie utile des éléments vis à vis de la fatigue.

2.2 ESTIMATION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE. ETAT DE L'ART.

La capacité en fatigue d'un matériau est généralement obtenue à partir d'essais sur des éprouvettes standard soumises à un chargement cyclique d'amplitude constante. Le nombre des cycles de contrainte jusqu'à la condition de rupture (N) définit la vie utile en fatigue pour l'amplitude de charge appliquée (S). La figure 1 montre la variation type de S fonction de N pour un acier de structure, courbe $S-N$ ou de Wholer. On peut y remarquer la "limite d'endurance" (LE) qui commence à environ $3 \cdot 10^6$ cycles. Lorsque S est au dessus de (LE) il existe au niveau microscopique, un glissement des cristaux individuels. Il se produit alors un phénomène de nucléation entraînant des zones hautement contraintes à partir desquelles les fissures se propagent. Lorsque S est en dessous de (LE) la nucléation ne se produit plus. La durée de vie est alors infinie.

Dans le cas de joints soudés, auxquels nous nous intéressons, la rupture par fatigue se produit par la propagation des fissures qui croissent à partir des petits défauts provoqués par le procédé de soudage. Les courbes $S = f(N)$ ou $S-N$ définies pour des joints soudés offshore laissent apparaître une limite de fatigue (LE) ainsi que le montre la figure 2. Une structure offshore est soumise au cours de sa vie à des charges d'amplitudes aléatoires. Certaines sont inférieures à (LE) mais d'autres sont supérieures. A chaque cycle d'amplitude supérieure à (LE) les petites fissures vont croître et le niveau de la limite d'endurance va diminuer.

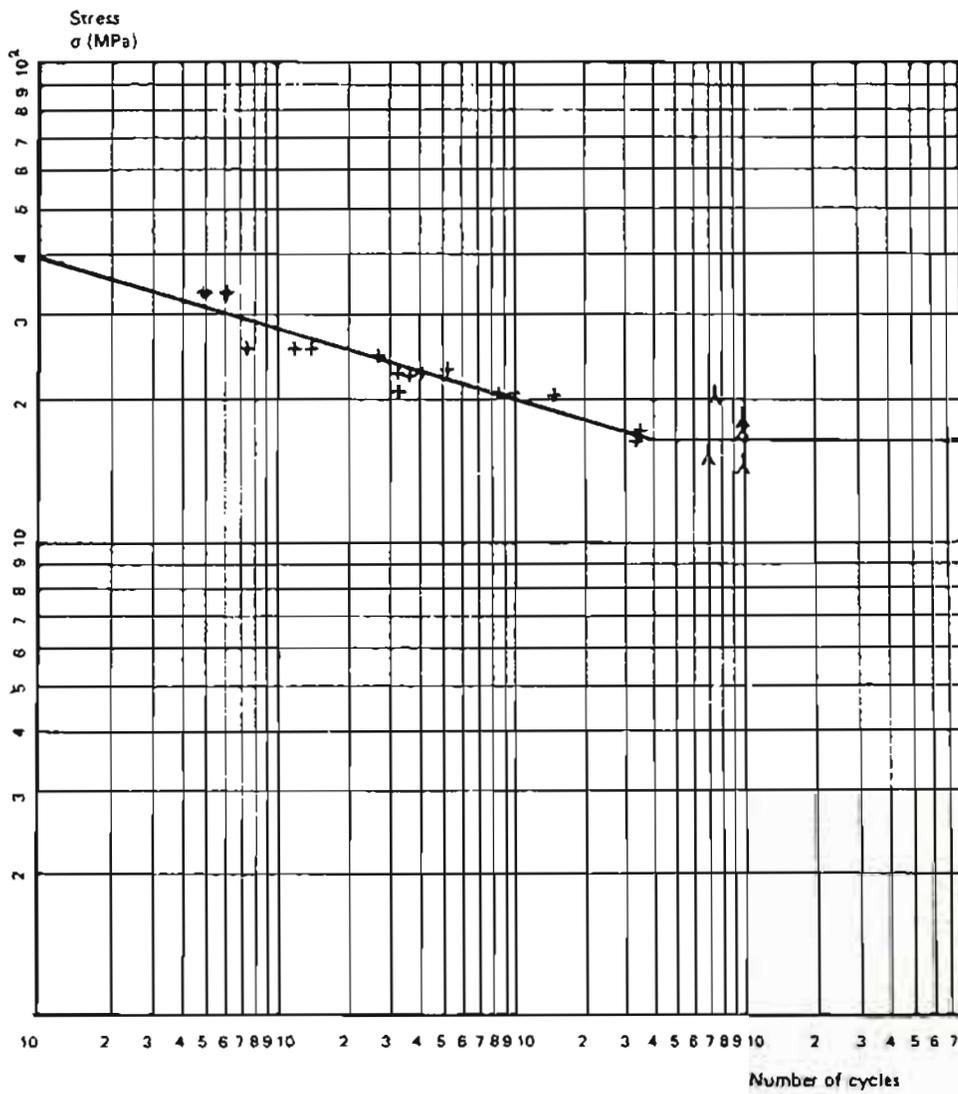


Figure 1. Courbe S-N pour un acier de structure.

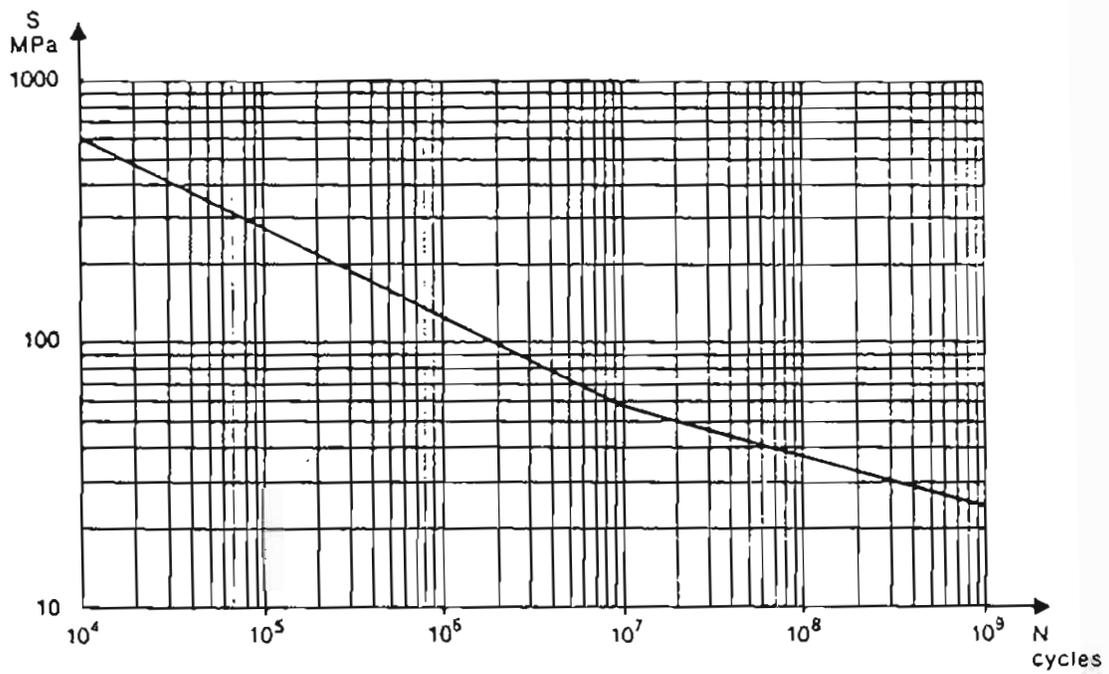


Figure 2. Courbe S-N pour des joints soudés utilisés dans des structures marines.

Pour tenir compte de ce phénomène, lorsque l'on utilise la règle du cumul de fatigue de Miner, on impose un changement de pente à la courbe S-N pour N supérieur à environ 10^7 cycles. Il doit être remarqué que pour le cas des joints soudés la règle de Miner, bien que souvent critiquée, est en réalité la seule méthode utilisée pour estimer la durée de vie en fatigue dans le calcul de conception des ouvrages marins. Elle considère une loi linéaire de cumul : Pour un cycle d'amplitude S entraînant la rupture au bout de N cycles (courbe S-N), le dommage en fatigue est donné par :

$$d = 1/N \quad (2.1)$$

Si au cours de la vie de la structure on trouve $n(i)$ cycles à l'amplitude $S(i)$ correspondante sur la courbe S-N à $N(i)$ cycles, le dommage sera :

$$d(i) = n(i)/N(i) \quad (2.2)$$

Le dommage total sera, si i varie de 1 à M :

des durées moyennes ou longues), sont celles dues au transport (structures type auto-élévatrice / jack-up), charges de forage (structures types jacket et jack-up) et charges de houle et courants marins (tous types de plateformes fixes ou mobiles).

Les charges pendant le transport peuvent entraîner des effets de fatigue lorsqu'il s'agit de plateformes mobiles soumises à des déplacements de longue distance et fréquents avec peu de possibilités de prévoir les conditions climatiques durant les traversées. Un bon exemple intéressant est celui du transport des plateformes auto-élevatrices. Pour pouvoir effectuer le voyage il est nécessaire, pour ce type de plateformes, de placer les jambes en position relevée, de telle sorte que les extrémités encastrées à la base subissent des charges cycliques élevées. Les statistiques d'accidents en cours de voyage de plateformes mobiles dont l'origine, vérifiée ou présumée, est un cumul de fatigue donnent des chiffres qui démontrent l'importance de ce problème.

L'estimation analytique du phénomène de fatigue dans les plateformes mobiles n'est pas chose simple. Une telle estimation nécessite, entre autres tâches, une analyse dynamique du mouvement de la plateforme soumise à l'action des vagues, courants et vents, ce qui nécessite des hypothèses sur les conditions climatiques, en niveau et direction, pendant les voyages de la plateforme. Tout ceci ajouté aux incertitudes associées à la méthode d'analyse en fatigue du point de vue matériaux conduit à des résultats peu précis. La référence [1] présente une méthode pour estimer le dommage de fatigue

accumulé en cours de voyage. Bien qu'indirecte, la mesure peut réduire de façon significative les incertitudes associées aux charges de fatigue.

Les charges cycliques opérationnelles sont normalement produites par des équipements qui induisent des vibrations dans la structure primaire. Elles sont, en conditions normales d'opération, suffisamment basses pour pouvoir être négligées. Les charges de forage, par contre, peuvent être importantes du point de vue de fatigue des plateformes mobiles de prospection en raison du nombre répété des opérations réalisées.

Fort heureusement, les procédures et moyens d'inspection de ce type de plateformes sont plus simples que ceux nécessaires aux installations fixes, en effet les visites peuvent se réaliser au port ou dans des zones protégées avec une logistique appropriée.

2.2.2 Chargement hydrodynamique cyclique sur plateformes offshore fixes.

Une structure dans un environnement marin est soumise aux forces variables qui résultent de l'interaction du mouvement de la structure avec l'eau. Les charges qui en dérivent sont de type aléatoire ou impulsif et leur définition précise est fortement liée à la modélisation de la cinématique du champ de vagues et hydrodynamique local autour des éléments qui la composent. Les propriétés dynamiques de la plateforme influent aussi notablement sur les effets des charges d'environnement

appliquées. Les charges hydrodynamiques de houle sont naturellement périodiques. La période des oscillations augmente de manière significative lorsque la hauteur des vagues augmente. La figure 3 montre la variation de la période dominante des vagues en fonction de la hauteur significative (aussi nommée $H_{1/3}$: hauteur moyenne du tiers des plus fortes vagues du groupe considéré). On peut remarquer ici pour la conception que la fréquence propre des structures en opération n'est pas excitée. La vague de projet, correspondant à la période de retour maximale, contient la majorité de son énergie en hautes périodes, plus grande que celles des plateformes conventionnelles en acier et plus faible que celle des plateformes souples en eaux profondes dont les périodes propres sont très élevés.

On peut en général identifier deux situations de charge sur les plateformes offshore. La première correspond à des éléments de dimensions telles qu'exposés au champ de vague ils modifient la cinématique de ce dernier. La seconde correspond, à l'opposé, à des éléments qui n'ont que des effets négligeables sur la cinématique des vagues. Dans ce cas, généralement celui des plateformes fixes en acier, on peut identifier deux mécanismes indépendants origine des charges : les forces de traînée, proportionnelles au carré de la vitesse relative incidente du fluide, les forces d'inertie, proportionnelles à l'accélération du fluide. Morison et Al [2] ont proposé en 1950 une expression semi-empirique qui permet d'estimer la charge hydrodynamique sur des pieux verticaux de section circulaire soumis à l'action

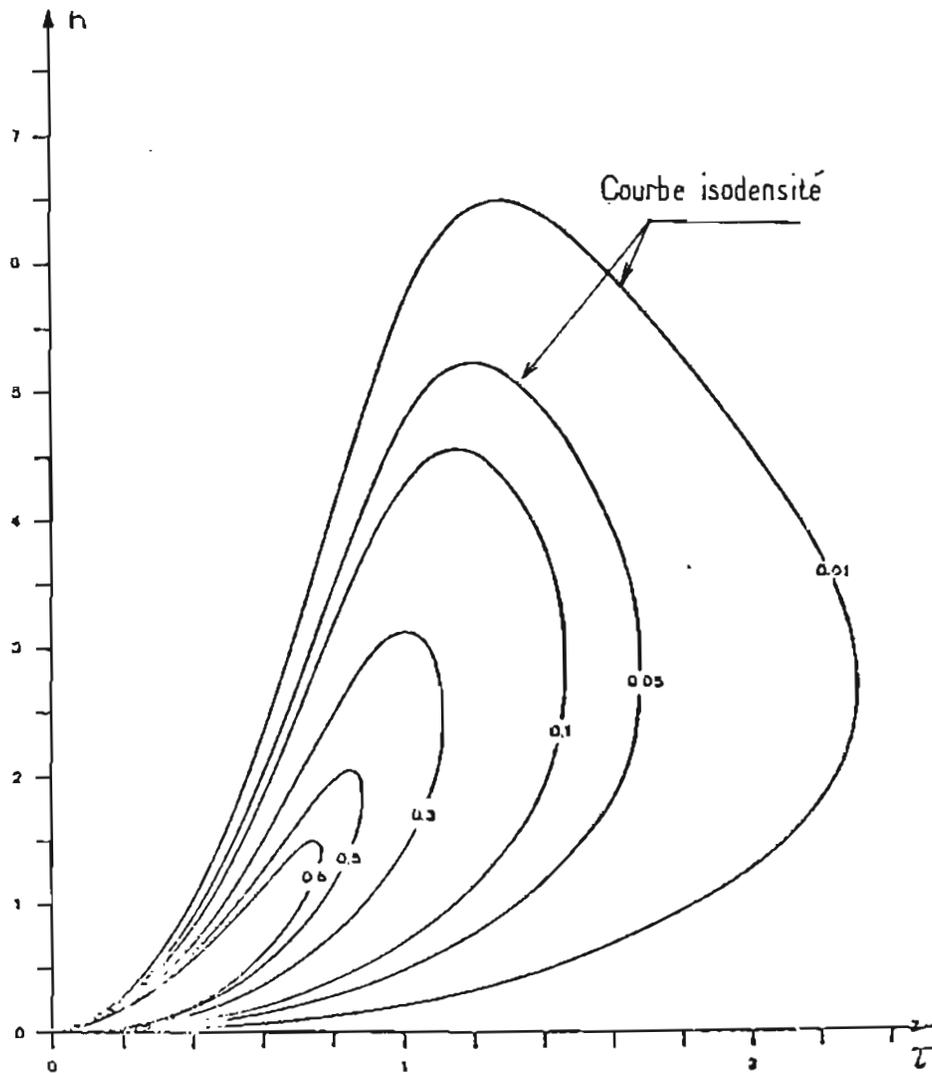


Figure 3. Variation de la hauteur de la houle avec la période associée. Distribution conjointe hauteur-période.

d'une vague unidimensionnelle harmonique simple.

La formule correspondante de la force par unité de longueur est :

$$f = 1/2 \rho D C_d U |U| + 1/4 \rho \pi D^2 C_m \dot{U} \quad (2.4)$$

Où U et \dot{U} représentent respectivement la vitesse et l'accélération du fluide non perturbé. D est le diamètre de la section, ρ la masse spécifique de l'eau, C_d et C_m sont les coefficients respectivement de trainée et d'inertie, qui dépendent des nombres de Reynolds et de Keulegan-Carpenter. La formule de Morison, utilisée pour la conception des plateformes depuis de nombreuses années, a été adaptée à diverses situations, entre autres, le cas des cylindres inclinés, le cas avec mouvements aléatoires du fluide, les mouvements induits par plusieurs houles harmoniques déphasées. On trouve aussi une formulation pour le cas des houles bidimensionnelles (fonction de répartition). L'adaptation sans doute la plus controversée de la formule de Morison est celle qui introduit le mouvement de la structure, dans le but de prendre en compte la réponse structurelle. Cette formulation s'écrit :

$$F = 1/2 \rho D C_d (U-U_s) |U-U_s| + 1/4 \rho \pi D^2 C_m (\dot{U}-\dot{U}_s) \quad (2.5)$$

Où U et \dot{U} représentent respectivement la vitesse et l'accélération de la structure.

Cette expression qui se propose d'estimer avec une meilleure précision la charge hydrodynamique en modélisant l'interaction eau-structure, possède en soi les inconvénients liés au traitement des termes non linéaires dans la résolution des équations dynamiques. Il est connu [3] que le terme non linéaire de (2.5) lié à la force de trainée représente la plus grande partie de l'amortissement, étant donné que l'amortissement structurel est très faible (de 1 à 2 %). De même, une grande partie du dommage en fatigue se produit dans des conditions de mer faible ou moyenne, la bande de fréquences des charges hydrodynamiques correspondantes avoisinant la fréquence propre fondamentale des plateformes conventionnelles. Ainsi la réponse structurelle dont l'amplitude est contrôlée par l'amortissement présente des incertitudes étant donné la mauvaise connaissance de cet amortissement. Ce problème ainsi que d'autres incertitudes relatives à l'application de la formule de Morison pour des états de mer aléatoires limite la validité pour les calculs de durée de vie en fatigue. Cette formule trouve cependant un grand champ d'application pour les conditions de conception sous des charges extrêmes des structures puisqu'en général, on considère des houles harmoniques simples, unidimensionnelles de grande hauteur et basse fréquence, pour lesquelles la réponse structurelle est moins sensible à l'interaction eau-structure.

2.3 LA CONCEPTION A LA FATIGUE D'UNE STRUCTURE OFFSHORE.

Le calcul de résistance en fatigue d'une structure offshore en acier est une procédure qui contient beaucoup d'incertitudes. L'estimation statistique à long terme des actions cycliques de l'environnement, l'évaluation des charges imposées et la réponse dynamique structurelle sont quelques uns des aspects critiques, bien que, non directement associés au phénomène complexe de la fatigue, ils ont un effet significatif sur la prédiction de la durée de vie en fatigue.

Une description quantitative du dommage cumulé de fatigue sur un joint tubulaire d'acier soudé demande une connaissance précise de la variation temporelle du champ de contrainte et de déformation, ce qui est parfois impossible en raison de l'incapacité des techniques en usage à prédire d'une façon pratique et sûre les facteurs de concentration de contraintes géométriques et locaux. Les formules utilisées pour estimer le rapport des contraintes locales maximales aux contraintes nominales, sont obtenues jusqu'à un certain point, à partir des procédés empiriques.

Aussi, les procédures de prédiction des dommages cumulés de fatigue pour une structure sous charge aléatoire sont généralement basés sur une superposition linéaire amplitude-nombre de cycles qui idéalise le phénomène physique.

La Fig. 4 montre de façon schématique les stades de la conception en fatigue et leur liaisons. Les actions externes, à gauche sur la figure, sont la source de fatigue. Leur influence

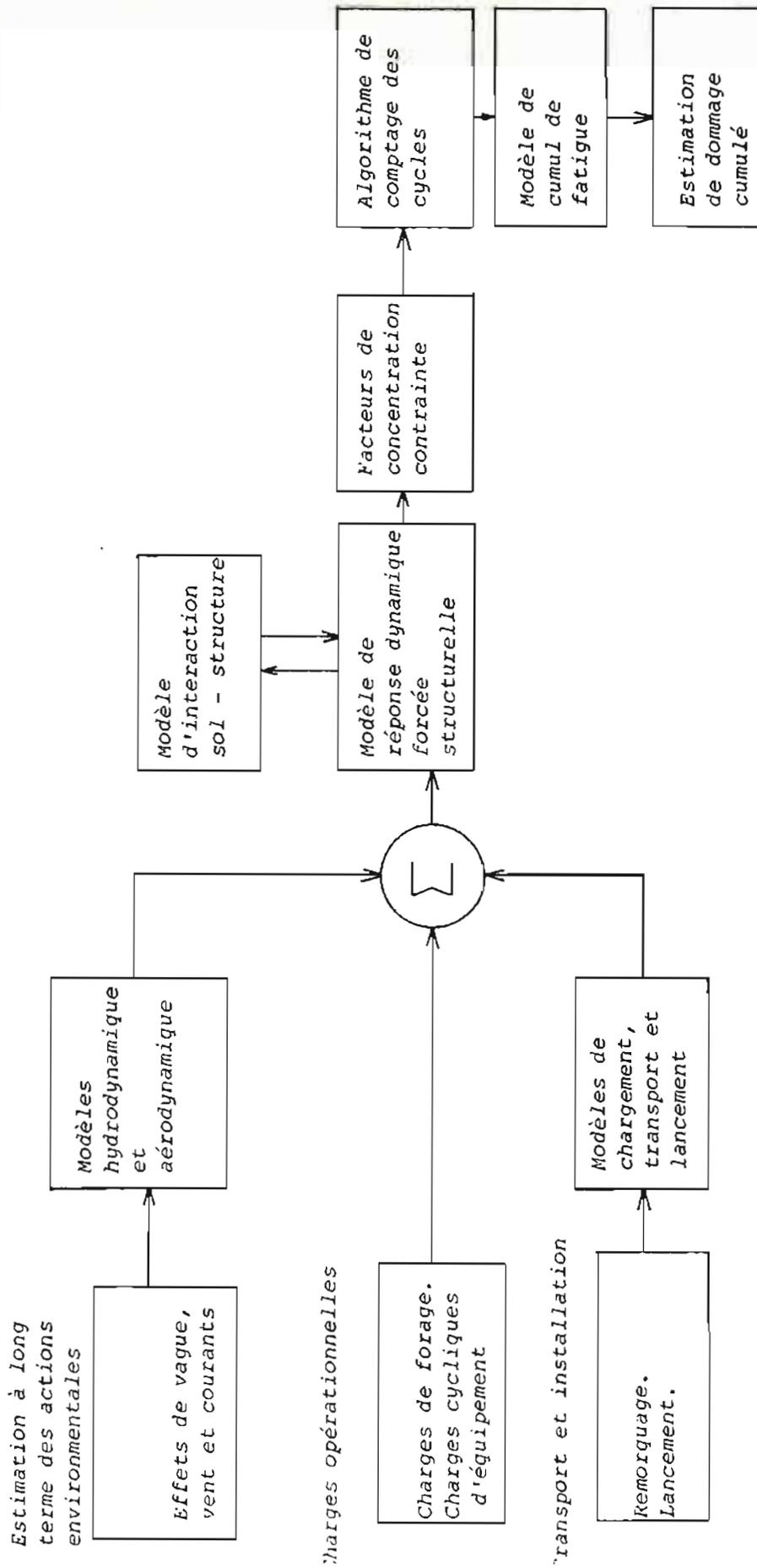


Figure 4 - Stades de la conception des structures offshore à la fatigue

gagne de l'importance avec la grandeur de la contrainte exercée et le nombre cumulé des cycles appliqués. L'action de l'environnement tend à être plus importante à bas niveau-grand nombre de cycles.

Les structures sont conçues pour supporter des ouragans sévères. Normalement on estime que cela arrivera une à deux fois au cours de l'existence opérationnelle de la structure.

L'action quotidienne de l'environnement est considérée comme une charge cyclique de faible niveau.

Les charges opérationnelles cycliques elles, agissent dans la gamme des hautes fréquences. Aussi elles ne devraient pas affecter les éléments structuraux principaux si ceux-ci sont dessinés de façon adéquate.

L'effet des charges de transport et/ou d'installation peuvent aussi entraîner des dommages dans les joints ou éléments structuraux. Leur effet, cependant, ne concerne pas forcément les mêmes éléments que celui des charges d'environnement en raison des différences importantes dans les conditions d'application des charges.

La figure 4 montre ensuite les modèles analytiques qui permettent de déterminer les charges exercées par les actions externes. Le modèle de calcul des forces hydrodynamiques a conduit à un gros effort de recherche du fait du nombre important des incertitudes qu'il possède. Il existe cependant encore de sérieux problèmes pour estimer :

- i) La traînée hydrodynamique et la force d'inertie sur les structures jacket en houles aléatoires.
- ii) L'amortissement produit pour la traînée hydrodynamique considérant l'interaction structure-liquide.
- iii) Les vibrations, et partant la fatigue, induite par la génération des vortex, ainsi que l'effet sur la fatigue des forces de slamming sur les éléments de la zone de surface de l'eau.
- iv) La force hydrodynamique sur les éléments inclinés.
- v) L'effet de groupe pour les éléments peu espacés.

Les modèles de réponse structure-eau faisant suite (figure 4) déterminent le comportement structurel et la réponse en contrainte-déformation des éléments sous les charges appliquées.

Le cas d'une structure jacket, par exemple, est à la base celui d'une structure réticulée en acier. Dans ce cas le mécanisme principal de transfert des charges dans la structure est une transmission de forces axiales par l'intermédiaire de ses composants. L'amplitude du moment de flexion imposé à un élément est généralement petite lorsque le rapport longueur-diamètre est élevé, ce qui entraîne un effet de moment

d'encastrement sur les joints. L'expérience actuelle dans ce type de structures montre qu'il n'existe pas de problèmes majeurs pour prévoir les contraintes-déformations élastiques dans les sections courantes des éléments sous chargement statique. Par contre la prédiction de la réponse dynamique structurelle peut poser quelques problèmes, étant donné qu'elle ne dépend pas uniquement de la précision du modèle de réponse dynamique mais aussi des modèles qui déterminent l'interaction structure-liquide et structure-sol. D'autre part, il y a un certain nombre de difficultés concernant la réponse locale haute fréquence des éléments sous charge hydrodynamique à bande relativement large, comme, par exemple, la charge induite par la génération de vortex.

Une fois que l'on a obtenu une description déterministe ou stochastique, de la réponse contrainte-déformation des éléments de la structure, cette réponse étant variable dans le temps, il est nécessaire, comme l'indique la Fig. 4, d'estimer le dommage de fatigue cumulée dans les liaisons critiques. Comparer la situation calculée de contraintes-déformations avec des données expérimentales disponibles serait le moyen idéal et plus fiable, mais cela nécessite une base de données complètes couvrant tous les cas. Etant donné la relativement faible quantité d'informations disponibles, la seule façon pratique qui reste pour calculer le dommage en fatigue est de définir un modèle analytique valable pour l'ensemble des types des joints.

Cette estimation est généralement réalisée à l'aide de tables de facteurs de concentration de contrainte déterminés pour des

joints tubulaires typiques. Malheureusement, il n'existe que peu de joints types dans la littérature, aussi dans la majorité des cas il est nécessaire de recourir à l'utilisation de la méthode des éléments finis, c'est à dire un calcul direct des facteurs de concentration de contrainte. Une bonne expérience de l'utilisation de cette méthode dans le cas des joints tubulaires existe mais il faut reconnaître que l'utilisation est délicate et souvent onéreuse, sans parler du temps nécessaire à la modélisation et à l'exploitation des résultats.

Une fois caractérisé le comportement structurel des joints il reste à estimer le dommage en fatigue selon une méthode permettant la comptabilisation du dommage à partir des historiques de contrainte-déformation aléatoires. Les charges utilisées pour la détermination des courbes S-N de base sont harmoniques. La méthode la plus utilisée est celle de la sommation linéaire formulée par Palmgren-Miner. Cette méthode établit que le dommage par fatigue d'un matériau sous l'action de contraintes irrégulières est la somme des dommages individuels produits par chaque cycle individuel présent dans le chargement, les cycles étant identifiés selon une méthode de comptage acceptable, généralement celle dite de "rainflow".

La formule s'écrit :

$$D(T) = \left\langle \frac{n(S)}{N(S)} \right\rangle \quad (2.6)$$

où :

$n(S)$ est le nombre de cycles d'amplitude S subis jusqu'à l'instant T considéré, et $N(S)$ est le nombre de cycles d'amplitude S qui provoque la ruine de l'assemblage depuis l'état d'origine.

Bien que $D(T)$ soit généralement sensible à la chronologie des cycles, l'état de connaissance actuel et le manque d'expérimentations dans le cas de structures marines conduisent à utiliser une loi linéaire, c'est à dire admettant l'indépendance du dommage de chaque cycle.

Il faut remarquer que ce modèle ne tient pas compte non plus du niveau moyen de contrainte si ce n'est celui utilisé pour les essais qui ont servi à établir la courbe S-N. Dans le cas de joints tubulaires soudés cette limitation semble perdre son importance étant donné que, comme conséquence du procédé de soudage, les fissures s'observent dans les zones à contraintes résiduelles élevées voisines du niveau de la limite d'élasticité.

2.4 COMPORTEMENT DES JOINTS TUBULAIRES SOUDES.

2.4.1 Etat de l'art.

Le comportement à long terme sous chargement cyclique des joints tubulaires soudés est très sensible à la géométrie et à la qualité de la soudure. Dans le cas de plateformes marines, il est aussi affecté par la corrosion.

Une classification des principaux facteurs influençant la fatigue des assemblages soudés a été présentée par H. de Leiris en 1972 [4] :

- L'effet d'entaille géométrique.
- L'effet d'entaille métallurgique.
- L'effet de rigidité.

H. De Leiris se réfère aux effets de concentration de contrainte produits par les changements de formes dans la structure, d'affaiblissement lié à la présence même de la soudure et aux contraintes résiduelles conséquences du cycle thermique de soudage, à la raideur due en quelque sorte à la différence de comportement structurel entre les joints soudés et ceux rivés et boulonnés, dans lesquels on constate une moindre rigidité en rotation.

La caractérisation de ces effets du point de vue des calculs de conception se fait par l'intermédiaire de "coefficients de concentration de contraintes" (CCC). Ils sont déterminés pour chaque condition de chargement par le rapport entre la

contrainte nominale dans l'élément recevant la charge et la contrainte principale maximale dans la liaison étudiée. L'évaluation des CCC pour chaque géométrie de noeud et condition de chargement est effectuée à l'aide d'essais sur modèles en acier ou plastique ou de modélisation par éléments finis. A partir des résultats de ces études des formules analytiques ont été établies, et ce sont elles qui sont utilisées en général pour les calculs de conception. L'application des ces formules requiert souvent l'habilité de l'ingénieur car les situations réelles s'écartent de celles des essais imposant des hypothèses simplificatrices.

Des études comparatives [5] ont mis en évidence des différences de + ou - 2 unités entre les prédictions des CCC par la voie expérimentale et les formules analytiques, la principale raison étant la difficulté de modéliser le cordon de soudure avec une précision suffisante. D'autre part [5], l'utilisation des CCC hors de l'intervalle de validité, parfois nécessaire, peut conduire à des différences de + ou - 4 unités. Les formules les plus utilisées se dérivent des expressions proposées par Reber, Kellogg, Viser, etc. Des formulations simplifiées sont aussi proposés par divers centres de recherche comme Exxon Production Research (EPR), Lloyd's et Det Norske Veritas [6].

2.4.2 Simulation directe par éléments finis.

Le développement sur ordinateur de la méthode des éléments finis (FEM) à partir des années 70 a permis l'application pratique et automatisée de cette méthode à de nombreux champs de la mécanique des solides. Le développement des systèmes informatiques à mémoire virtuelle et d'algorithmes de solutions partitionnés des systèmes d'équations linéaires apporte une solution aux problèmes initiaux de limitation de la taille des modèles. Aujourd'hui, l'expérience acquise dans l'utilisation de la FEM aux structures marines de grande taille et aussi à quelques assemblages tubulaires permet d'affirmer que la méthode est très souple et très fiable.

L'application de la FEM aux assemblages tubulaires conduit à la détermination des contraintes principales maximales sur la surface des tubes. L'attention de l'ingénieur doit se porter principalement sur la bonne modélisation de la pièce, le maillage (forme et dimensions) jouant un rôle primordial dans la qualité des résultats. Le type d'éléments le plus utilisé en raison de son rapport précision/coût est la "coque mince" à 4 ou 8 noeuds. On peut utiliser ou bien les éléments plans dans lesquels on superpose les effets de flexion et de membrane, ou les éléments à simple et double courbure.

Il existe des formulations modernes d'un élément isoparamétrique à 4 ou 8 noeuds, donnant une stabilité et une précision satisfaisantes, parfaitement comparables à celles des éléments type massique, plus utilisés dans les cas de gradient

de contrainte tridimensionnel). Des formulations basées sur l'énergie potentielle, le minimum de l'énergie complémentaire et aussi hybrides sont également utilisées.

Dans la référence [6] se trouve plusieurs règles concernant la taille maximale des éléments dans zone fine du maillage et d'autres recommandations d'ordre pratique.

2.5 REFERENCES.

1. " Monitoring of the cyclic loads on a leg of the "Ninge Sika" jack-up during a transport from Singapore to West Africa ". Technical Sheet No 19.785. Mai 1984/MCA. STAS. Sartrouville. France.
2. Morison, J.R., O'Brien, M.P., Johnson, J.W. and Schaaf, S.A. : " The Force Exerted by Surface Waves on Piles", Trans. Am. Inst. Metall. Engrs., Petroleum Branch. Vol. 189, PP. 149-154, 1950.
3. Laya, E.J.; " Effect of Structural Motion on the Hydrodynamic Forcing of Offshore Steel Structures ". S.M. Thesis Mech. Eng., Civil Eng. Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, 1980. MA. U.S.A.
4. De Leiris, H. " Résistance à la Fatigue des Assemblages Soudés des Plate-formes Marines pour la Recherche Pétrolière ". Rapport Interne ELF Aquitaine. 1974. Paris.
5. Ryan, I.; " Comparaison des Diverses Formules Paramétriques de Coefficients de Concentration de Contraintes ". Rapport No

10.002-2, CTICM, Avril 1981. Paris.

6. ARSEM. Association de Recherche sur les Structures
Métalliques Marines. Assemblages Tubulaires Soudés. Guides
pratiques sur les ouvrages en mer. Editions Technip. 1985.
Paris.

3. MESURE DU CUMUL DE FATIGUE.

La mesure du cumul de fatigue dans des structures sujettes à des chargements cycliques est une tâche difficile. La définition même de la mesure de la fatigue est assez imprécise du point de vue pratique.

Quand l'inspection visuelle est possible on utilise la taille (profondeur et longueur) des fissures superficielles pour définir l'usure en fatigue. Analytiquement on peut utiliser la somme de Miner comme une indication de l'usure, lorsque la résistance à la fatigue est définie par une courbe S-N (ou de Wohler). Si la résistance à la fatigue est connue par une loi de propagation $da/dN = f(\Delta(K))$, on pourra définir l'usure par le rapport de la dimension de la fissure "a" à la dimension finale "af" considérée comme état rompu.

Aucune définition ne s'est imposée aujourd'hui comme standard industriel, aussi existe-t-il des nombreuses situations où il n'est pas possible pratiquement ni d'estimer ni de mesurer le dommage éventuel de fatigue. Dans de tels cas on essaie de quantifier grossièrement le cumul de fatigue par ses effets sur le comportement structurel. Parmi ces effets on trouve entre autres, la modification des fréquences propres de vibration, des modes de vibration, l'apparition de déformations excessives, etc.

Les structures pétrolières font partie des constructions pour lesquels la définition d'une mesure de l'usure d'ensemble en fatigue est pratiquement impossible, principalement en raison de

leur complexité et des adversités de l'environnement. Différents critères sont retenus suivant la méthode de surveillance utilisée mais aussi suivant l'importance de l'unité ou la sévérité de l'environnement. Dans tous les cas ils sont basés sur l'observation de fissures ou de ruptures.

Il n'est pas encore à notre connaissance utilisé en service de systèmes de suivi du cumul de fatigue basés sur une approche mesure/analyse donnant une information progressive en temps réel donc fournissant une information avant l'apparition de la fissure ou de la rupture et permettant aussi des actions préventives.

3.1 METHODES D'INSPECTION.

3.1.1 Inspection visuelle.

L'inspection visuelle est la méthode la plus utilisée pour détecter défauts ou fissures dans les éléments immergés des plateformes pétrolières. Tous les programmes d'inspection comprennent une évaluation visuelle globale de la structure et, dans la mesure du possible, la vérification détaillée des éléments soupçonnés d'être endommagés par la fatigue. Le rôle de l'inspection visuelle dans les programmes de visite complets est pour l'instant irremplaçable.

L'inspection visuelle est réalisée par des plongeurs scaphandriers ou autonomes, ou à partir d'engins submersibles habités ou téléguidés (VT).

3.1.1.1 Inspection directe.

L'inspection directe est celle qui implique l'observation ou le contact direct entre l'inspecteur et la pièce ou l'élément inspecté. L'utilisation de plongeurs avec réserves d'air sous pression portatives (scuba divers) est le seul moyen utilisé jusqu'à des profondeurs de 30 à 45 m en raison de sa simplicité, de son économie et de l'expérience acquise. Au delà, jusqu'à 200 à 300 m on pratique la plongée de courte durée (bounce diving) et la plongée en saturation qui nécessitent la précompression et la décompression des plongeurs [1].

L'inspection au moyen de plongeurs rend les diverses tâches, comme l'observation, les manipulations et les recherches, faciles en comparaison des engins submersibles automatiques.

Pour des profondeurs plus grandes que 200-300 m, bien que des expériences en chambres hyperbar aient été effectuées à - 600 m, l'intervention de plongeurs n'est pas praticable de manière industrielle. Les submersibles atmosphériques représentent alors la meilleure solution avec le minimum de risque. Les divers systèmes existants comprennent des submersibles avec un équipage de une ou plusieurs personnes. Les profondeurs opérationnelles peuvent atteindre - 650 m pour les submersibles à un pilote reliés à la surface; la source d'air se trouve en surface, sur la plateforme ou un navire de soutien. La limite en profondeur est liée au danger inhérent aux forces des courants sur les cordons de liaisons de grande longueur. Quand le support de surface est un navire à positionnement dynamique la longueur admissible de la

liaison se réduit [2].

On utilise aussi des submersibles autonomes qu'éliminent ce problème de liaison, et présentent l'avantage d'amener l'inspecteur à l'endroit désiré avec toute liberté de mouvements. Pour les véhicules sans cordon les limites opérationnelles se trouvent aux environs de 2000 m de profondeur. Ils présentent cependant l'inconvénient d'être des véhicules des plus grande taille, et en conséquence, de mobilité plus réduite.

3.1.1.2 Inspection à distance. Véhicules téléguidés (VT).

Les véhicules téléguidés (VT) représentent une alternative intéressante avec un meilleur rapport cout/performance pour les grandes profondeurs, l'absence du système de support et de sécurité nécessaire à l'équipage représentant le plus grand bénéfice. Les tâches réalisables sont, bien sûr, limitées par la technologie des manipulateurs à distance mais évidemment, en ce qui concerne la sécurité des personnels la solution est idéale.

Malgré des résultats prometteurs pour quelques applications et le succès des opérations sur le Titanic, les VT ne sont pas encore bien adaptés à l'inspection des plateformes offshore. Les principales raisons sont :

- La très grande taille des structures par rapport à la dimension maximale possible de vision des caméras vidéo installées à bord des engins et aux conditions d'éclairage. Une bonne inspection requiert une longue durée [3].

- La manoeuvrabilité des appareils encore mal adaptée aux exigences de l'application, observations continues des soudures circulaires des noeuds tubulaires.

- La présence des nombreux éléments d'acier peu espacés aux environs de l'appareil posant quelques problèmes au systèmes sonar et, dans certaines cas, au système de communication hydro-acoustique [4].

Les VT proposés pour l'inspection des structures offshore restent ainsi limités à des applications très spécialisées. En effet, la plupart des concepts sous-marins existant sont utilisés pour l'inspection des conduites, domaine où ils ont pratiquement remplacé les submersibles habités.

3.1.1.3 Possibilités et limitations de l'inspection visuelle.

L'inspection visuelle est toujours la première méthode utilisée pour toute inspection intégrale. Elle fournit les éléments de base nécessaires à la planification des épreuves postérieures utilisant des méthodes de contrôles non-destructifs. Cependant, ce n'est seulement que dans des situations quasi-évidentes que l'inspection visuelle fournit tous les éléments nécessaires aux actions définitives.

L'étendue de l'information que l'on peut rassembler par une inspection sous-marine est proportionnelle au degré de préparation (nettoyage) de la surface des éléments de la structure. Dans le cas d'une structure non préparée il est

possible de relever la croissance du volume de substance marine, les dégâts importants engendrés par les impacts ou les collisions, les séparations d'éléments par rupture, et les fissurations avancées signalés par des changements de couleur dans les micro-organismes voisins. Sur les structures préparées on peut visuellement détecter en complément des fissures de petite taille ("taille d'un cheveu") à l'aide de lumière artificielle forte et unidirectionnelle [4].

La qualité de ces observations est toujours limitée par les facteurs associés à l'environnement physique. Dans le cas d'un plongeur en eau peu profonde les relations taille-distance sont affectées par l'effet de lunette de son masque. De plus, le manque de référence et l'état d'apesanteur exercent aussi une influence marquée de déviations de l'horizontale. En eau plus profonde, l'utilisation des gaz inertes a comme effet supplémentaire de détériorer le jugement du plongeur [5].

Les problèmes d'influence de l'environnement physique sur l'observateur sont considérablement réduits par l'utilisation des submersibles habités à pression atmosphérique. Cependant les problèmes associés aux limitations d'accès et de luminosité sont accentués par la taille des engins. Ces problèmes s'aggravent dans les zones encombrées comme les noeuds, où se trouve justement l'activité de fatigue. Avec les VT, le problème de taille se trouve amélioré mais on ne peut qu'obtenir des images transmises, vidéo en temps réel ou photographiques en différé, ce qui présente toujours un inconvénient par rapport aux observations directes: la netteté et le pouvoir de résolution des

appareils actuels sont toujours inférieurs à ceux de l'oeil de l'observateur sur site.

3.1.2 Méthodes non destructives.

Il existe diverses méthodes non destructives (MND) permettant la détection et la mesure des fissures et défauts des éléments des plateformes offshore. Ayant chacune son champ d'application et limites elles sont normalement complémentaires, parfois se recoupant.

3.1.2.1 Inspection par particules magnétiques.

L'inspection par particules magnétiques (IPM) est une méthode utilisée traditionnellement en complément de l'inspection visuelle détaillée par des plongeurs spécialistes. Cette méthode consiste en l'application d'une suspension de particules magnétiques et d'un champ magnétique sur la surface de l'élément soupçonné défectueux. Les différentes formes que les particules magnétiques prennent sur la surface magnétisée sont ensuite interprétées fournissant un diagnostic sur l'état du matériau. La présence d'une fissure modifie localement le champ magnétique en créant un champ de fuite qui attire et concentre les particules suivant le tracé du défaut. Cette méthode, utilisée avec efficacité dans des conditions sèches, pose quelques problèmes sous l'eau.

La nécessité d'une haute qualité de préparation de la surface constitue un facteur de coût non négligeable. L'application du

champ magnétique, ou du courant imposé selon les cas, nécessite l'utilisation d'appareils puissants et encombrants, peu portatifs. La détection des fissurations non débouchantes est d'autre part d'autant plus difficile qu'elles sont plus profondes: les formes générées dans la suspension de particules devenant diffuses et difficiles à différencier des autres causes telles que rugosités ou petits défauts. Bien évidemment, cette méthode ne permet pas de connaître la profondeur des fissures.

Malgré ses difficultés d'emploi et ses limitations, l'IPM reste cependant la technique la plus utilisée en Mer du Nord [6]. Des programmes de recherche et développement sont en cours avec pour objectif l'amélioration des techniques IPM, tels que la méthode des courants de Foucault ("eddy current") et de fuite du flux magnétique. Ces deux méthodes offrent l'avantage de réduire les opérations de préparation des surfaces et le temps d'application permettant ainsi de baisser les coûts des interventions.

3.1.2.2 Inspection par ultrason.

L'inspection basée sur l'ultrason a comme objectif la détection des défauts internes. Elle consiste à analyser les réflexions d'ondes émises par un transducteur (émetteur/récepteur) piézoélectrique. Avec cette technique toutes les réflexions d'onde sont enregistrées dans le signal de réception, y compris celles produites par les défauts et les surfaces de la pièce. Un avantage de cette méthode réside dans la haute sensibilité que l'on peut obtenir. Il est possible de détecter des fissures ou défauts très petits. Un autre avantage est le fait qu'il n'est

nécessaire de préparer seulement une petite portion de la surface à inspecter, la zone de contact de l'émetteur/récepteur.

Les inconvénients de la méthode sont liés au haut degré d'entraînement et d'expérience nécessaire du plongeur technicien pour la lecture et l'interprétation des signaux reçus. Les conditions de mesure sont généralement difficiles, requérant des plongeurs avec une formation et une expérience souvent difficile à trouver. Pour ces raisons les méthodes d'inspections ultrasoniques sont rarement appliquées sous l'eau. Les recherches pour l'application des techniques ultrasoniques sous l'eau se font en plusieurs directions.

D'un côté on peut observer un effort important dans l'automatisation de la réalisation des épreuves grâce aux UT et techniques de traitement digitaux, on espère par là s'affranchir de la nécessité des plongeurs spécialisés.

D'un autre côté on voit se développer plusieurs techniques d'images acoustiques des défauts et fissures. L'une d'entre elles est appelée holographie acoustique [7], elle permet d'obtenir des images tridimensionnelles des défauts ou des fissures. La figure 5 montre le principe d'opération du système. La limitation de ce procédé, non encore surmontée est due à sa faible sensibilité : il n'est possible que de détecter des fissures de plus de 5 mm environ. Une autre technique en cours de recherche consiste à identifier par moyen ultrasonique des défauts internes par le temps de diffraction [8] ("Time-of-Flight Diffraction", TOFD). Le temps de diffraction est le temps que met à l'onde acoustique à

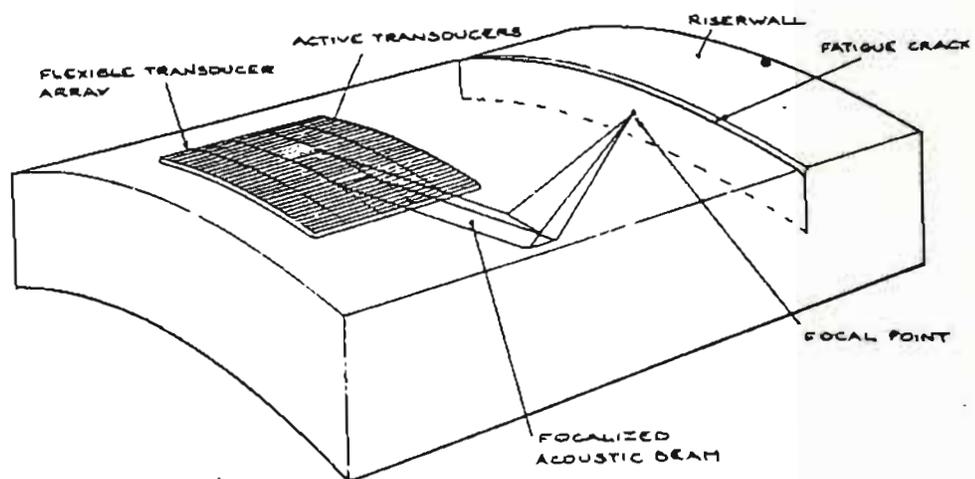
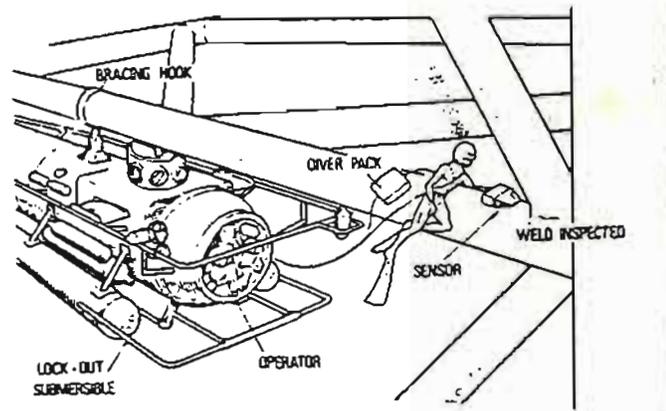
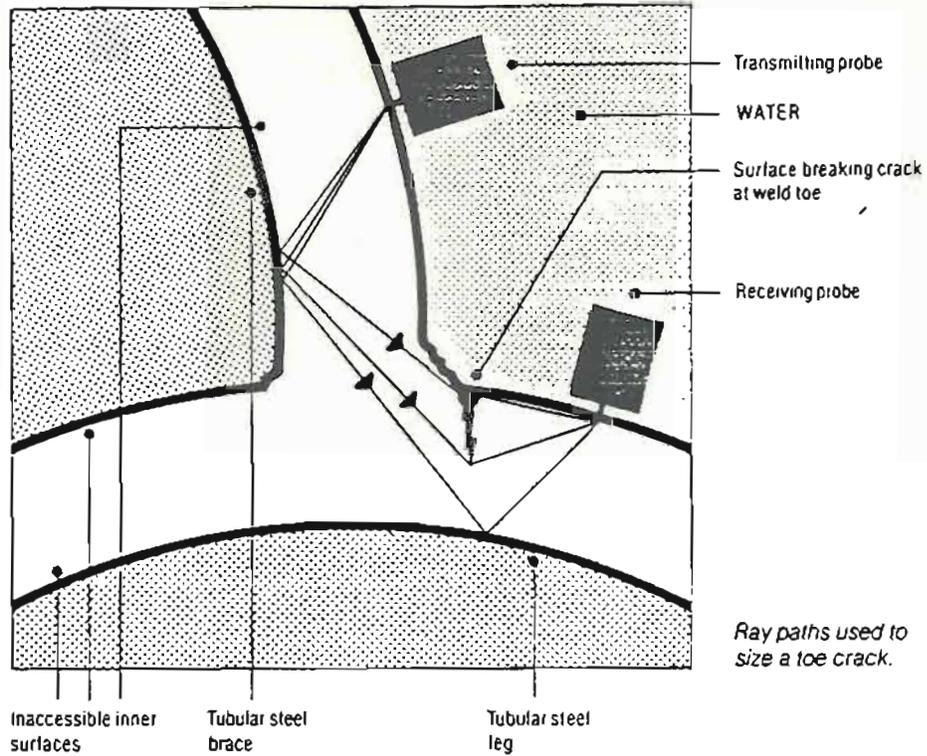


Figure 5. Principe de l'application de l'holographie acoustique comme méthode non destructive.

traverser l'épaisseur du matériau après avoir diffracté d'un défaut ou d'une fissure. Cette technique, à l'origine développée dans l'industrie nucléaire, a été appliquée avec succès de manière expérimentale aux pièces immergées dans des conditions contrôlées. La figure 6 montre le principe d'opération de la TOFD. Il s'agit de détecter avec précision les temps d'arrivée des ondes soniques de compression et cisaillement émises et réfléchies par les pointes des fissures. L'exploitation postérieure des résultats produit une image bidimensionnelle du défaut en profondeur et longueur suivant la ligne d'épreuve, par exemple, une soudure. Les inconvénients de cette technique sont liés à son incapacité de détecter des défauts plans au voisinage de la surface (entre 3-5 mm) et l'impossibilité de définir l'orientation des défauts dans les soudures à angles fermés (moins de 45 degrés). De même, comme dans toute technique de haute sensibilité, il en résulte difficile de distinguer dans les enregistrements les petites inclusions des petits défauts. L'expérience de l'opérateur devient indispensable pour un diagnostic correct.

3.1.2.3 Inspection par radiographie.

Une des techniques traditionnelles fort utilisée dans l'inspection MND est la radiographie. L'inspection radiographique est basée sur l'absorption différentielle des rayons X ou gamma par les différentes parties du matériau suivant la densité forte ou faible du réseau cristallographique. L'absence de matériau est détectée de manière fine sur l'impression d'une pellicule par des



Ray paths used to size a toe crack.

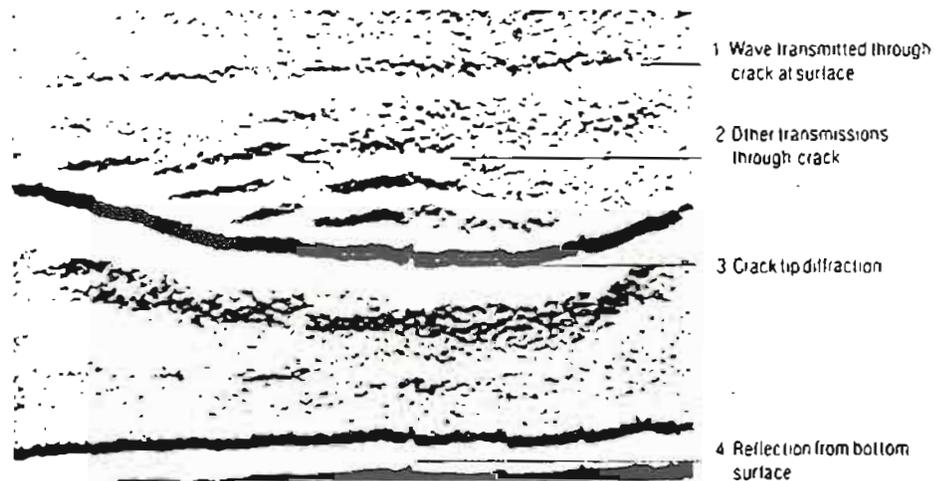
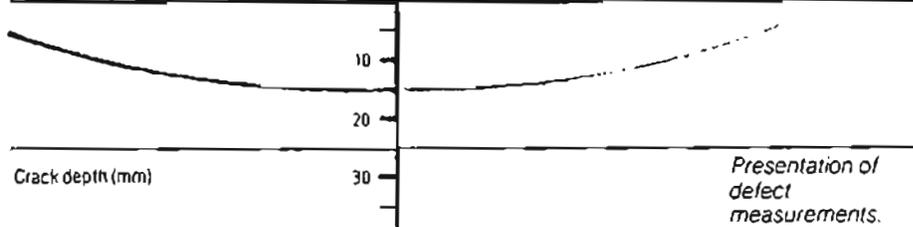
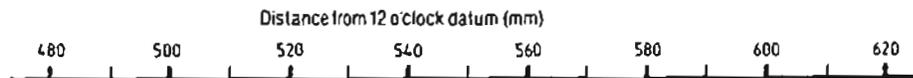


Figure 6. Principe d'opération de la spectrométrie de temps de diffraction (Time-of-Flight-Diffraction) en ultrasons.

tâches de plus grande intensité. L'expérience accumulée dans l'utilisation de la radiographie comme méthode MND fournit la base de sa grande fiabilité. D'autre part dans la pratique elle fait directement partie de la documentation d'inspection car des photocopies des négatifs radiographiques représentent de bonnes références graphiques.

Cependant la radiographie n'est pas une technique très utilisée dans l'inspection sous-marine des plateformes offshore pour des raisons de mise en oeuvre et de sécurité :

- Les coûts de l'équipement et le niveau de spécialisation nécessaire du personnel ne sont pas inférieurs à ceux des autres techniques MND.

- Les dangers inhérents aux radiations sont tels que l'utilisation routinière sous l'eau n'est pas simple.

- L'impression de la pellicule par le rayonnement direct exige l'accès aux deux faces du matériau. Dans le cas des structures offshore tubulaires cette contrainte pose de sérieux problèmes.

3.1.2.4 Possibilités et limitations des méthodes non destructives (MND).

Outre les limitations inhérentes à chaque méthode et déjà indiquées antérieurement il est essentiel de noter que la capacité de chaque méthode est liée à son utilisation dans une stratégie globale d'inspection appropriée. L'inspection MND seule ne peut apporter la garantie de la sécurité d'une plateforme si l'on ne dispose pas d'un plan rationnel de gestion des inspections basé sur des critères de minimisation des risques et incluant les méthodes à utiliser, les séquences, la sélection des zones à inspecter et les dates d'inspection. Les diverses techniques de surveillance de l'état des structures existantes représentent un ensemble intéressant qui conduit naturellement vers une méthodologie de planification adéquate des inspections.

3.2 TECHNIQUES DE SURVEILLANCE DE L'ETAT DES STRUCTURES.

Les efforts de recherche vers l'automatisation des procédures d'inspection des plateformes marines apparaissent à l'horizon des années 70 comme une réponse aux problèmes associés aux coûts et dangers sous-marins en eaux profondes. Il existe aujourd'hui plusieurs méthodes plus ou moins évoluées. Il apparaît intéressant de les identifier et de les classer selon leurs principales fonctions :

-Mesure des paramètres d'environnement : l'enregistrement continu des paramètres qui affectent le comportement des plateformes est un moyen indirect de surveiller leur état. Si

l'on détecte des actions supérieures à celles considérées au stade du projet il sera souhaitable de reprendre le modèle analytique de la plateforme (modèle établi sur ordinateur au moment du projet) pour vérifier les niveaux de contraintes et s'assurer que le dommage de fatigue reste dans des limites acceptables. Un tel calcul permet d'orienter une éventuelle inspection détaillée de la structure.

-Surveillance d'aspect : la surveillance de l'aspect global de la plateforme peut apporter des informations sur l'existence d'accidents ou de conditions anormales. La surveillance d'aspect est assez simple à réaliser, mais ne donne que des informations de caractère global. L'application de cette méthode est complémentaire aux autres techniques.

-Surveillance de l'état : le suivi de l'état de la structure demande des techniques plus évoluées et plus précises. Un tel suivi est supposé, en plus de surveiller l'aspect global de la plateforme, indiquer les étendues des dommages et fournir une estimation de leurs conséquences à terme. C'est dans ce domaine que l'on a pu voir un effort intense de recherche ces dernières années, et c'est aussi à ces techniques que se rattache notre étude.

-Analyse prévisionnelle : Ce dernier type de système de surveillance est associé au concepts modernes informatiques de IA (intelligence artificielle) [9]. Le complément qu'apporte cette approche est une aide à la décision après l'identification par les inspections de l'état de la structure

et des dégâts. La prévision est effectuée en se servant d'un modèle analytique particulier de la plateforme qui prend en compte toutes les informations à jour sur son état structurel et opératoire. Le système prévisionnel est surtout proposé comme un moyen d'évaluation des risques possibles engendrés par un retard dans les inspections ou du niveau de sécurité suite à réparations, accidents ou dommages identifiés par le système de surveillance.

3.2.1 Méthodes de détection des dommages.

3.2.1.1 Techniques opérationnelles.

Les techniques de surveillance en opération courante dans des plateformes offshore sont des procédures très simples. Elles sont basées sur des principes physiques faciles à interpréter et un du personnel ayant divers degrés de préparation et d'expérience. Une telle facilité d'emploi et une telle simplicité permet une grande fiabilité mais évidemment, le niveau d'information que l'on peut obtenir comme résultat de l'application des méthodes est certainement limité.

La première de ces méthodes est la pressio-détection. Elle permet la détermination des fissures qui traversent l'épaisseur des éléments testés. La chute de pression d'eau ou la visualisation de bulles d'air, selon la technique utilisée, permet la détection des fissures. L'entrée naturelle d'eau dans l'élément peut aussi indiquer l'existence de fissures de certaine taille. Il est difficile de classer la pressio-détection comme une technique de

surveillance étant donné qu'elle est certainement peu susceptible d'automatisation et que son mode d'application est plus proche de celui des MND.

Une autre technique d'utilisation étendue est celle de la mesure de l'inclinaison globale des plateformes. Cette mesure est normalement faite suivant deux directions et à plusieurs endroits pour éliminer les inclinaisons locales possibles au niveau du pont. Cette mesure se réalise par l'intermédiaire d'inclinomètres de haute sensibilité (en principe à niveau de $5 \cdot 10^{-3}$ degrés). Evidemment, la mesure d'inclinaison apporte très peu d'informations sur la condition locale des éléments importants de la structure.

La mesure et le suivi de l'inclinaison sont très importants pour les plateformes sensibles à l'enfoncement différentiel des fondations (plateformes rigides). L'inclinaison globale en mode de corps rigide peut être en particulier due à la défaillance de la fondation sous l'effet des chargements cycliques des vagues.

Il existe diverses techniques de surveillance de condition structurelle en cours de recherche au laboratoire et/ou qui ont été appliquées dans des programmes expérimentaux aux plateformes offshore. Parmi les méthodes existant celles qui sont arrivées à l'état d'application expérimentale dans des plateformes en opération sont la mesure systématique de la vibration et l'émission acoustique.

3.2.1.2 Surveillance de la signature vibratoire.

La surveillance de la réponse vibratoire des plateformes offshore est basée sur l'estimation des paramètres dynamiques structurels obtenus à partir de l'analyse des enregistrements de vibration en plusieurs endroits stratégiques de la plateforme. Les propriétés structurelles normalement estimées sont les premières fréquences naturelles, les modes de vibration associés, et les facteurs d'amortissement critiques correspondants. Ces informations peuvent, d'abord, être utilisées pour réévaluer celles estimées lors de la conception par les calculs dynamiques et à la fatigue de la plateforme. Mais, comme il a été montré, ces informations sont utilisables pour le suivi de la condition structurelle que si l'on dispose des modèles dynamiques complets de la plateforme. Ces modèles permettent de lier alors des changements dans les fréquences et modes de vibrations à des ruptures, partant à l'intégrité structurelle.

Les premières méthodes proposées [10] avaient comme objectif l'identification du dommage de la structure à travers de légers changements de la fréquence naturelle fondamentale de vibration du système. La limitation primaire de ces méthodes reste le bas niveau de résolution des analyseurs spectraux par rapport au niveau des variations de fréquence associées à l'apparition d'un dommage local de la structure. Par exemple, la disparition d'un élément donné dans un modèle ne produit pas de changements détectables dans la fréquence naturelle fondamentale de la plateforme. La redondance caractéristique des structures de type jacket est responsable de ce comportement. La haute

hyper-staticité conduit à des chemins multiples de réaction au chargement extérieur et ainsi le manque d'un élément n'est pas toujours remarqué dans les basses fréquences de vibration. D'autres problèmes d'ordre pratique mais encore importants sont liés aux changements des fréquences dues aux variations des masses au niveau du pont. L'application de la méthode demande donc la comptabilisation détaillée au jour le jour des mouvements de masses afin d'ajuster le modèle de calcul, ce qui n'est pas pratique sur des plateformes en opération.

Du point de vue de la fatigue, il est primordial de détecter les fissures en cours de formation dans les éléments. Les structures de type jacket réagissent essentiellement aux chargements comme une structure réticulée, c'est à dire par extension et compression des ses composants. Etant donné que la rigidité axiale des éléments tubulaires n'est modifiée qu'aux états très avancés de fissuration [11], la mesure de vibration n'est donc capable que de détecter de grands endommagements dans des éléments importants de la structure, ces éléments ayant seuls une forte influence sur les premières fréquences de vibration.

Il existe d'autres méthodes de surveillance proposées qui cherchent à identifier des paramètres plus sensibles aux changements structurels et moins sensibles aux variations de masse au pont. La mesure de vibration à divers niveaux de la plateforme permet, moyennant des procédures d'analyse appropriées, la détection des modes partiels de vibration, ces derniers étant plus sensibles aux changements de rigidité locaux que les fréquences de vibration associées. Cependant, même avec

la détermination des modes il n'est pas possible de détecter des fissures non traversantes [12].

La vibration naturelle en service de la plateforme peut être enregistrée, cette vibration est appelée vibration forcée naturelle. Elle peut aussi être induite par :

- i) Impact ou déformation initial, ce qui permet de visualiser la réponse en vibration libre de la plateforme.
- ii) Vibration forcée harmonique, avec des gros appareils excitateurs.

La première de ces méthodes peut être utilisée pour la mesure de la vibration globale ou locale des éléments choisis dans la structure.

Si l'on tire sur le pont de la plateforme et l'on relâche brusquement, on obtient par la mesure les fréquences naturelles fondamentales et les amortissements associés. Cette information concerne l'état général du système, plateforme et fondation, sans apport précis sur la condition structurelle locale des éléments. Malgré l'avantage que présente cette procédure en raison du plus haut niveau de vibration obtenu, par rapport à la mesure des vibrations forcées naturelles, il peut apparaître des effets non linéaires liés aux grandes amplitudes [13]. En effet aux grandes amplitudes sont associés des réponses non linéaires de la fondation donc une contribution plus grande que la normale dans le terme d'amortissement. Les non linéarités ajoutent de plus dans

les enregistrements des difficultés d'interprétation, les modèles utilisés étant en général linéaires.

La mesure locale de la réponse, à impact ou à excitateur, des éléments immergés a été proposée comme méthode de surveillance d'état [14]. Cette méthode nécessite la fixation temporelle d'un accéléromètre triaxial submersible, ou d'un ensemble accéléromètre-excitateur, sur les éléments tubulaires pour déterminer la fonction de transfert des éléments importants. La fonction de transfert est une propriété structurelle de l'élément considéré et comprend un ensemble de paramètres importants pour l'identification du système dynamique. La comparaison de ces paramètres avec ceux obtenus lors des mesures réalisées à la mise en service de la structure peuvent donner des indications sur l'état des éléments.

L'analyse de la mesure de la fonction de transfert de l'élément en flexion peut laisser apparaître les changements causés par les fissures ou dommages et, éventuellement, la présence d'eau à l'intérieur des éléments tubulaires. Il est certain que cette méthode a des possibilités de détection intéressantes par rapport aux autres techniques existantes. Ses qualités sont contrebalancées par les coûts de mise en œuvre dues à l'infrastructure, l'instrumentation, l'équipement, l'analyse, et le personnel compétent. Le déplacement des instruments d'excitation et de mesure sous l'eau représente d'ailleurs une grande partie des coûts d'inspection, aussi à notre avis, l'automatisation complète des opérations sous-marines associées à cette méthode sera le facteur le plus important pour accroître

son potentiel, le moyen le plus approprié étant par exemple l'utilisation de VT ou robots sous-marins.

3.2.1.3 Emission acoustique.

L'émission acoustique est un phénomène d'ondes élastiques transitoires générées au sein du matériau, conséquence de la libération d'énergie par des sources internes. Ces ondes peuvent être associées à la croissance des fissures, à des contacts secondaires des surfaces des fissures lorsqu'elles se referment, à l'écrasement des produits de corrosion, etc.

L'activité d'émission acoustique est toujours soutenue et concerne une bande relativement large de fréquences, de 10-15 KHz jusqu'à environ 10 Mhz. La mesure des ondes est faite par des capteurs piézo-électriques de forte raideur sensibles à des très hautes fréquences. Le matériel électronique d'enregistrement est assez spécial étant donné la très haute vitesse de conversion analogique/numérique nécessaire au traitement des signaux.

La localisation des endroits d'émission, une des qualités la plus appréciée des systèmes de mesure d'émission acoustique, est faite par une triangularisation classique, c'est à dire par la mesure et comparaison des temps d'arrivée des signaux de trois capteurs, au moins. Connaissant la vitesse de propagation du son dans le matériau la localisation est obtenue à travers un algorithme simple.

Un des points délicats dans l'application de l'émission acoustique est le traitement approprié des signaux. L'existence

des bruits de diverses origines posent des problèmes de plusieurs sortes. Par exemple, les signaux générés hors du matériau (plongeurs, poissons, etc.) doivent être filtrés selon une technique de détection de sources mobiles, les émissions associées au frottement des conducteurs sur les guides empêchent l'exploitation des émissions du matériel dans cette même bande de fréquence. L'utilisation pratique de l'émission acoustique impose donc souvent des situations de compromis.

Dans le cas des structures offshore on arrive à des taux d'atténuation très élevés, pour les hautes fréquences, le rapport signal/bruit se dégradant très vite. Même dans des installations où on n'écoute que des très basses fréquences pour minimiser l'atténuation, en dessous de 200 Khz, on n'arrive qu'à des distances maximales de mesure de 3 mètres en ligne à partir de l'endroit d'émission, les taux d'atténuation étant de l'ordre de 7/12 dB/m. Cette limitation est assez sérieuse pour des applications aux échelles réelles dans les plateformes offshore aussi un système de surveillance basé sur l'émission acoustique reste limité à des applications localisées.

D'autre part l'émission acoustique par sa nature ne donne des informations que sur l'existence de l'activité d'émission. Toute caractérisation de la nature et cause de la génération des ondes acoustiques, par exemple la taille des fissures, est hors des capacités de la technique.

En conclusion, l'émission acoustique est une technique qui présente de réels espoirs dans un avenir proche mais dans son

état actuel de développement n'apporte pas de solution effective au problème de la surveillance de la fatigue cumulée dans les plateformes offshore.

3.2.2 Méthodes de mesure du cumul de fatigue.

Il existe diverses méthodes pour la mesure soit directe soit indirecte du cumul de fatigue. On peut mesurer des paramètres intermédiaires, facilement accessibles, et les utiliser comme informations d'entrée dans un modèle numérique. A partir de ce modèle il est possible d'estimer le cumul de fatigue à divers endroits de la structure. Une telle méthode sera classée comme indirecte.

3.2.2.1 Calculs éléments finis et mesures de vibration.

L'estimation du cumul de fatigue peut être réalisée par la mesure de la vibration de la plateforme. Un modèle numérique structural dynamique permet, à partir des mesures d'accélération localisées le calcul de l'amplitude des contraintes au niveau des éléments composant les divers noeuds soudés.

La figure 7 montre un schéma fonctionnel de calcul indirect du cumul de fatigue. Dans ce système on utilise les paramètres de hauteur et direction de houle et l'accélération des divers points d'intérêt. La mesure des paramètres d'entrée (houles) et sortie (vibration) du modèle a comme intérêt de fournir la possibilité d'ajustements permettant des estimations plus précises. Dans cette optique on calcule la fonction de transfert expérimentale à partir des mesures d'accélération et de houle. La fonction de

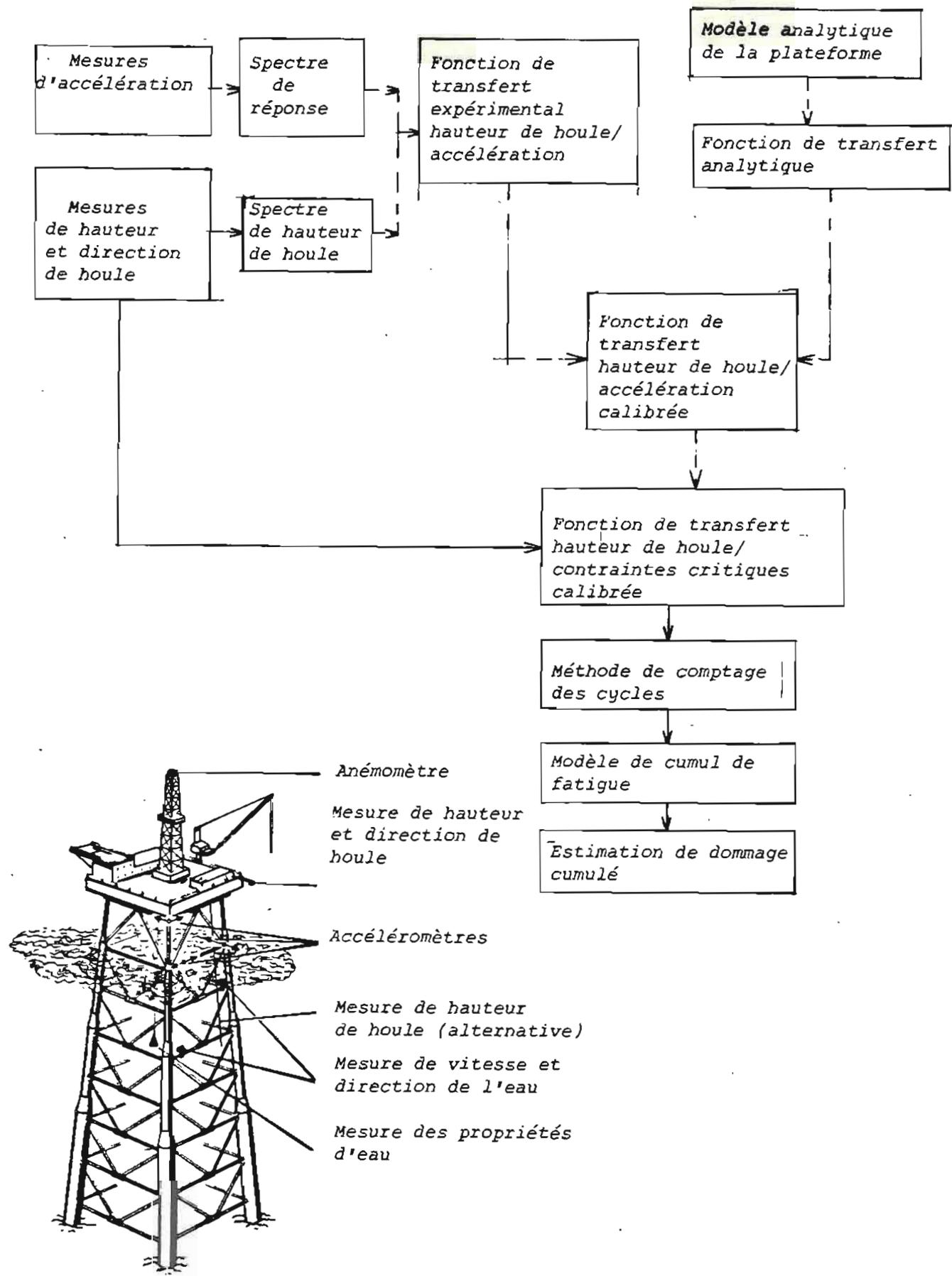


Figure 7. Schéma fonctionnel du calcul indirect du cumul de fatigue à partir des mesures d'accélération

transfert calculée comprend la matrice des rapports d'amplitudes et phases des accélérations aux hauteurs et directions des houles aux divers points de mesure. La matrice de transfert représente une propriété dynamique de la structure calculée sur l'hypothèse de linéarité des processus d'entrée et sortie. La linéarité du phénomène de sortie suppose sur la linéarité du comportement structurel face à l'excitation, supposition acceptable dans le cas des structures "jacket".

L'intérêt de ce calcul expérimental des propriétés structurelles est la calibration à posteriori du modèle numérique préparé pendant la phase de conception, en utilisant la signature vibratoire initiale du système et le résultat des mesures du programme de surveillance des vibrations. Les critères d'ajustement sont variables selon les cas. Dans un système comme celui décrit dans la figure 7, l'intérêt reste la "correction" des imperfections implicites dans les hypothèses de calcul.

Le modèle ajusté permet à partir des données des houles, hauteurs, périodes et directions, de calculer les contraintes aux jonctions sélectionnées. L'estimation finale du cumul de fatigue requiert l'exécution de deux étapes postérieures : la détermination de l'histogramme des contraintes et le calcul du cumul de fatigue.

A ce point il est nécessaire de faire les remarques suivantes :

- La mesure indirecte du cumul de fatigue entraîne toujours des imprécisions. Il existe de nombreuses incertitudes

associées aux hypothèses utilisées dans la préparation des modèles numériques. Les incertitudes les plus importantes sont généralement liées au calcul de la charge hydrodynamique (et avec elle l'effet d'amortissement hydrodynamique et de masse ajoutée), à l'amortissement résultant de l'interaction sol-piles, et l'estimation des inerties et masses en translation et rotationnelles au niveau du pont de la structure.

- La calibration du modèle numérique ne garantit pas le comportement correct de ce dernier pour l'ensemble des conditions opérationnelles. Le processus de calibration ne peut que considérer quelques propriétés du modèle dans des conditions particulières.

- La corrélation entre les mesures d'accélération au niveau global de la structure et les déformations mesurées au niveau des éléments composant les noeuds reste toujours sujette à vérification détaillée.

En raison des ces remarques l'utilisation d'un système de surveillance de fatigue basé sur des mesures de vibration exclusivement ne semble pas convenir aux objectifs que nous nous sommes fixés. Le niveau d'incertitude existant dans l'estimation du cumul de fatigue ne présente pas un niveau raisonnable compatible avec l'investissement à réaliser pour préparer les modèles numériques, installer les systèmes de mesure et opérer les mesures et l'analyse. La méthode semble devoir se limiter à l'utilisation d'une version réduite d'instrumentation permettant

cependant de vérifier les hypothèses retenues pour les calculs de conception et d'estimation de fatigue.

3.2.2.2 Capteurs mécaniques de mesure locale du cumul de fatigue.

Un système très original de mesure de fatigue est proposé par le groupe STAS [15]. Il est basé sur l'utilisation d'un témoin métallique dont la résistance à la fatigue est bien caractérisée. Le témoin possède plusieurs éléments identiques dont la durée de vie en fatigue est définie par une règle de forme et taille précises. Chaque étage possède une vie utile en fatigue croissante de l'un à l'autre. Le matériau est tel, que pour un élément soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante, lorsque celle-ci croît, la relation S-N présente en échelle logarithmique une pente égale à celle de l'acier. Ces témoins sont normalement vissés ou soudés à la surface de l'élément sur lequel est désirée une mesure du cumul de fatigue. En effet, la fixation doit garantir la transmission parfaite des déformations entre la surface surveillée et l'appareil.

La figure 8 montre un témoin type à plusieurs étages proposé par STAS. Chaque élément possède quatre fissures, deux à chaque extrémité. A chaque élément sont fixés des ressorts dont l'objectif est de visualiser la rupture : l'élément bascule de 90 degrés lorsque les quatre fissures sont suffisamment avancées.

Le cumul de fatigue est mesuré par la rupture successive des éléments, puisque la résistance à la fatigue de chaque étage va croissant.

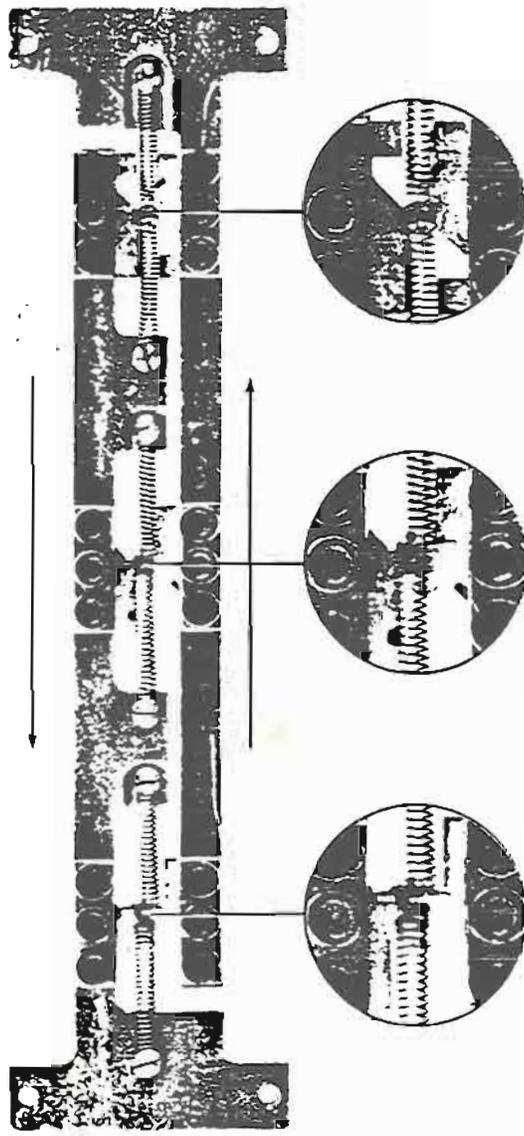


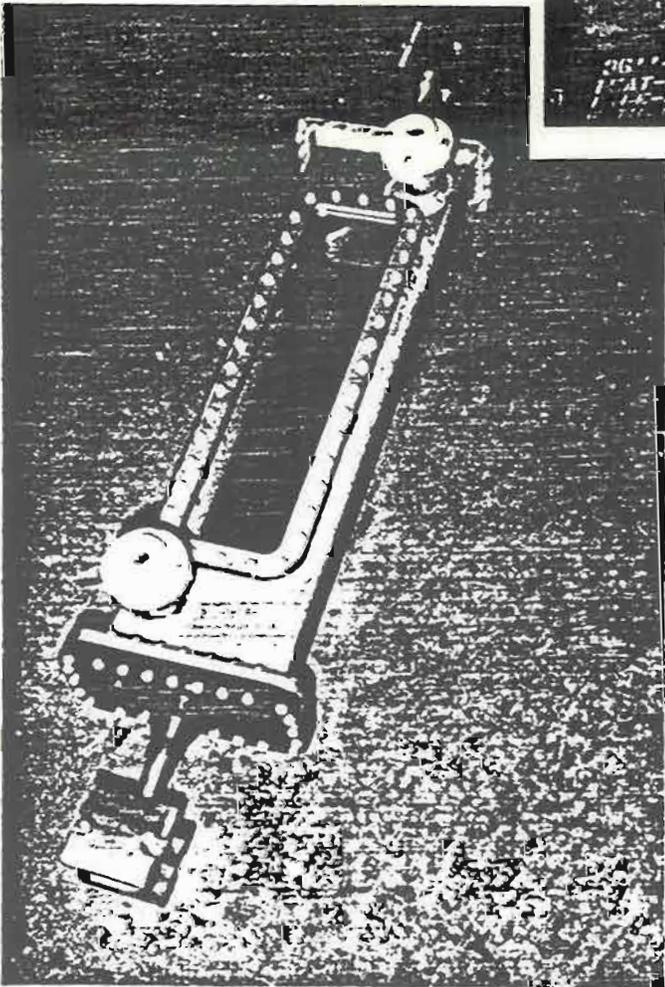
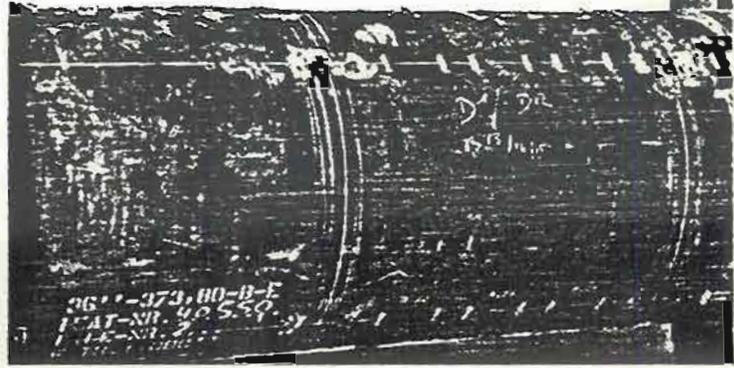
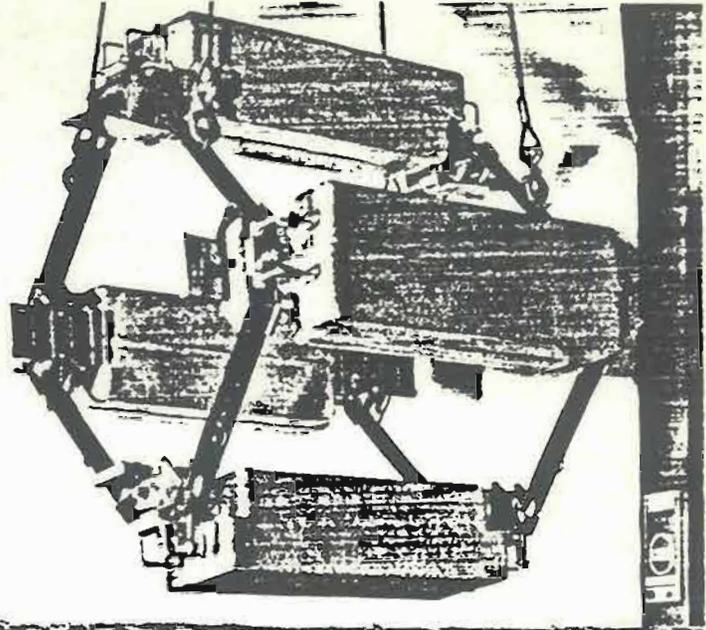
Figure 3. Témoin de fatigue proposé par STAS.

Il existe également une version marinisée du témoin de fatigue qui peut être installée sur les tubes immergés des plateformes marines. La figure 9 montre la configuration proposée, mise à point par IFREMER, d'un groupe de quatre témoins placés deux par deux diamétralement opposés. La transmission des contraintes est assurée par friction, la soudure n'est pas utilisée car elle représente un risque indésirable étant donné la taille et longueur de l'appareil.

Sur ce système de mesure on fera les remarques suivantes:

-Le principe de mesure du cumul de fatigue par l'intermédiaire du témoin métallique de résistance à la fatigue est un schéma valide du point de vue de la conception. Une des qualités les plus importantes de cet appareil de mesure est l'élimination des incertitudes associées à la loi de cumul de fatigue et à la méthode de comptage du nombre des cycles. Ce point est en principe garanti car les phénomènes de fatigue suivent des lois similaires dans l'élément du capteur et dans le joint soudé en acier. Evidemment, une telle similitude exige que l'emplacement du témoin soit tel que l'historique des contraintes à cet endroit soit similaire à celui du joint soudé surveillé. STAS a démontré la similitude de la progression de la fatigue dans le capteur et les matériaux de base.

-Un inconvénient du système STAS tient à la difficulté d'installation liée à la taille et poids des barrettes de



mesure. La taille et le mode de fixation ne permettent pas toujours de fixer l'appareillage aux meilleures endroits, en particulier près des soudures des noeuds tubulaires. Le calcul des cumuls de fatigue au point chaud à partir des points de mesure nécessite toujours des hypothèses simplificatrices entraînant des incertitudes. L'estimation du cumul de fatigue dépend de l'utilisation des facteurs de concentration de contraintes (FCC) et d'une loi de combinaison rendue imprécise en raison de la méconnaissance des historiques des déformations aux divers points de mesure.

-Le système STAS n'est pas un système d'inspection à distance, il est nécessaire de visiter directement sur place tous les témoins. Cela entraîne les inconvénients, limitations et coûts associés à l'inspection sous-marine. Une autre caractéristique moins importante, mais à prendre également en compte, est que l'information sur la fatigue n'est connue que des paliers étant donné que l'on ne connaît les valeurs du cumul qu'à l'instant de la rupture du témoin.

3.2.3 Proposition d'une méthode en temps réel avec capteurs locaux.

Les systèmes décrits antérieurement ont des limitations importantes d'ordre théorique et pratique comme systèmes de mesure de cumul de fatigue. Pour la surveillance du cumul de fatigue des plateformes offshore un système doit avoir les caractéristiques suivantes :

- Il doit être capable d'informer du cumul de fatigue au fur et à mesure de son évolution (et non après l'apparition de dommages importants). Ce système permettrait donc la prise de décisions d'inspections et d'éventuelles réparations avec anticipation.

- Il doit être un système techniquement et économiquement réalisable. Les moyens de mise en oeuvre doivent être pris en compte parallèlement à sa conception technique. Le nombre et l'importance des incertitudes impliquées dans l'estimation du cumul de fatigue par rapport à l'effort de conception et de réalisation doit être minimisé. Un tel système doit être, dans la mesure du possible, indépendant des mesures et relevés de paramètres d'environnement dont la fiabilité est souvent limitée.

- Il doit être du point de vue opération un système à distance, interrogeable à tout moment sans nécessité d'intervention sous-marine.

Une méthode fiable et précise de mesure du cumul de fatigue peut être réalisée, avec les moyens techniques disponibles aujourd'hui, à partir des mesures des déformation en temps réel sur des éléments sélectionnés. La mesure de déformation permet d'éliminer les incertitudes liées aux paramètres intermédiaires comme accélérations, vagues, etc. La mesure des ces paramètres reste toujours comme confirmation complémentaire et pour la recherche de méthodes de mesure simplifiées.

Un schéma idéal serait la mesure des déformations directement sur les points où se concentre le cumul de fatigue (les points chauds). Malheureusement il existe plusieurs raisons qui s'y opposent :

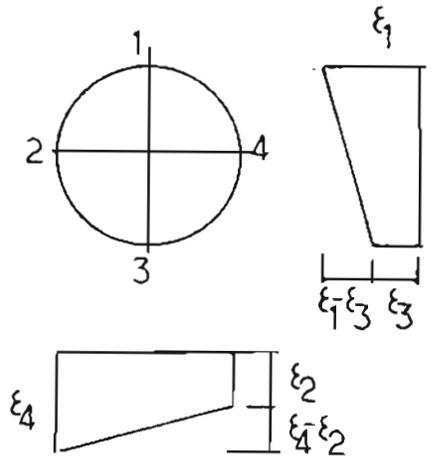
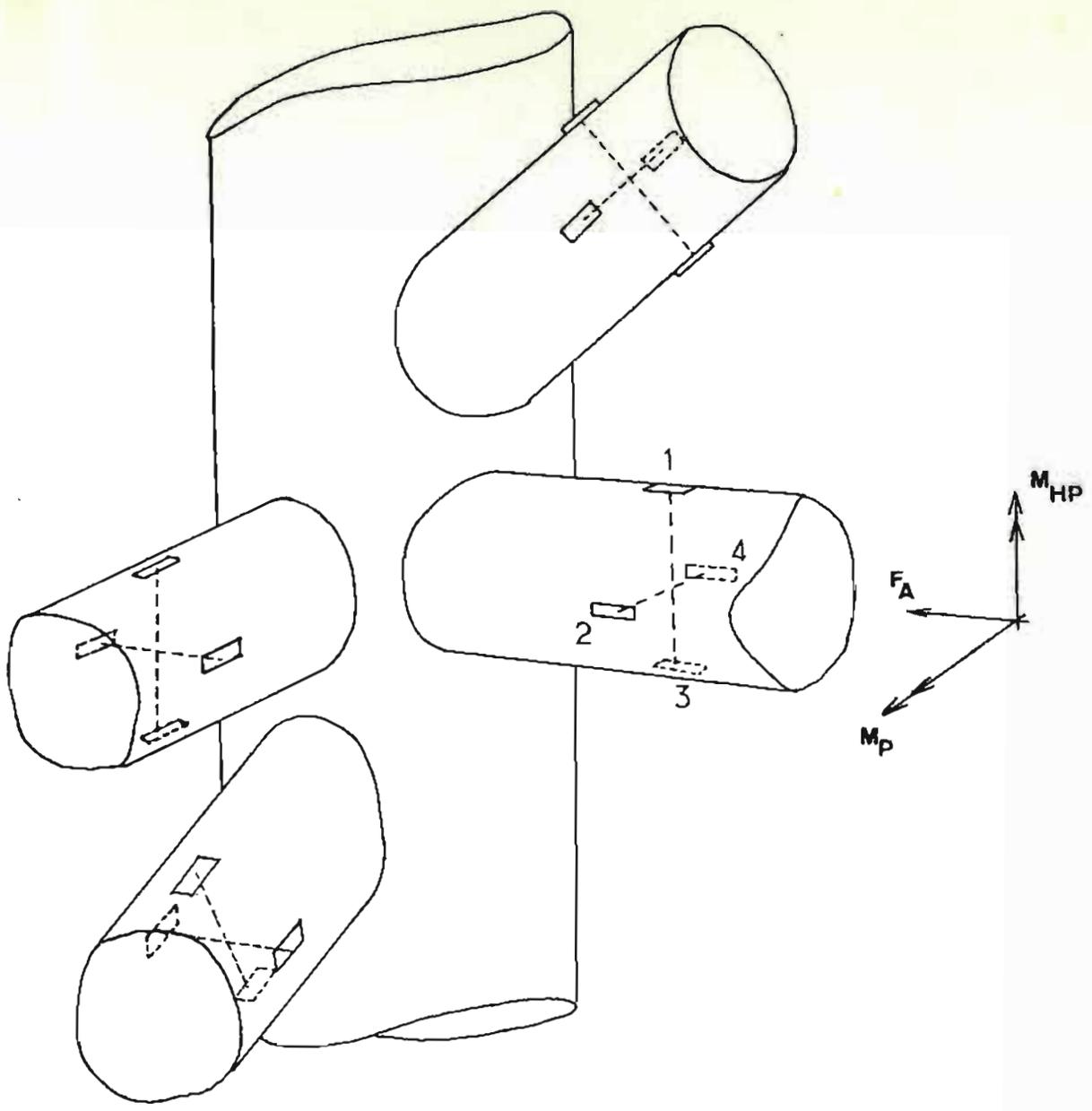
- Le nombre des points chauds existants sur un noeud tubulaire soudé est très grand et de plus les points ne sont pas localisés avec précision. Selon le nombre des éléments arrivant à un noeud il peut être identifié plus de huit points (plutôt zones) possibles par élément. La mesure dans une seule zone, par exemple celle de plus grande probabilité de cumul, n'est pas suffisante, l'estimation du cumul de fatigue pour les autres non instrumentés serait très difficile voire impossible. La très grande irrégularité conséquence des forts FCC exclut toute extrapolation à des zones voisines.

- Il n'est pas toujours possible de fixer des instruments de mesure dans les zones de géométrie complexe ce qui est généralement les cas pour les noeuds soudés.

- Le système de surveillance est prévu pour être associé à des inspections toujours nécessaires pour vérifier la bonne intégrité des éléments. Les inspections utilisant les MND aux endroits de fort FCC, exigent la préparation des surfaces et donc éventuellement l'élimination de l'instrumentation qui pourrait s'y trouver.

- Il est certainement plus raisonnable d'investir dans l'amélioration des modèles numériques de simulation du comportement des pièces instrumentées que dans la concentration des ressources de mesure sur les mêmes pièces. Il ne doit cependant pas être écarté la possibilité d'instrumenter quelques points chauds sur quelques noeuds afin de vérifier les prédictions des FCC et aider à la "calibration" du modèle numérique.

La figure 10 montre schématiquement la méthode d'instrumentation d'un noeud soudé. Le schéma indiqué permet la mesure des contraintes nominales axiales et des moments dans le plan et hors du plan. Avec les valeurs de ces trois actions il est possible de connaître la situation de déformation-contrainte sur le noeud et sur les jonctions des éléments ainsi que l'identification des points chauds. Cette caractérisation est réalisable grâce à un modèle structurel numérique du noeud dont le développement est expliqué en détail dans le chapitre suivant.



$$F = \frac{EA}{4} (\epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 + \epsilon_4)$$

$$M_{DP} = \frac{EI}{2r} (\epsilon_1 - \epsilon_3)$$

$$M_{HP} = \frac{EI}{2r} (\epsilon_4 - \epsilon_2)$$

Figure 10. Configuration typique d'instrumentation proposée autour d'un nœud soudé.

3.3 REFERENCES

1. Galerne, A.; "New Underwater Threshold of the 1980's Demands new Answers from Underwater Contractors", OTC 3678, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, May, 1980, pp. 33-39.
2. Ting, S.K.; and Sunder, S.S.; "Testing and Monitoring of Offshore Structures : A State of the Art Review", Monitoring of Offshore Structures, MIT/INTEVEP. Massachusetts Institute of Technology. Civil Eng. Dept. R82-48. Cambridge. MA.
3. Bea, R.K. Communication personelle. PMB Systems, San Francisco, CA. Sept. 1984.
4. Busby, R.F.; "Underwater Inspection/Testing/Monitoring of Offshore Structures", Ocean Engineering, Vol. 6, No. 4, 1979, pp. 455-491.
5. Hughes, D.M.; "Underwater Inspection of Offshore Structures. Methods and Results", OTC 1565, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, May, 1972, pp. 541-546.
6. Wintermark, H., "Reliability and Safety Verification of Offshore Structures, Underwater Inspection as Part of Quality Assurance Systems", International Symposium on Integrity of Offshore Structures. Institution of Engineers and Ship Builders
7. Stankoff, A.G., "Evaluation of Internal Corrosion and Cracks on Marine Risers by Divers Using Acoustic Holography Techniques", Oceanology International, 1980, Part 2(j), pp. 39-47.

8. Newton, K.; Wein, A.P.; and Hawker, B.M.: "Research into New Techniques for the Detection and Sizing of Defects in Subsea Steel Constructions". Underwater Technology Conference 1986, Bergen, Norway.

9. Furuta, H.; Shiraishi, N.; and Yao, J.T.P.: "An Expert System for Evaluation of Structural Durability". Proceedings of the Fifth International Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAЕ). Volume 1. Tokio, 1986.

10. Vandiver, J.K.: "Detection of Structural Failure on Fixed Platforms by Measurement of Dynamic Response". Journal of Petroleum Technology, March, 1977, pp. 305-310.

11. Kenley, R.M.; and Dodds, C.J.: "West Sole WE Platform: Detection of Damage by Structural Response Measurements". OTC 3866, Offshore Technology Conference, Houston, Texas, May, 1980, pp. 111-118

12. Begg, R.D.: "Some Aspects of the Dynamic Response of Offshore Structures to Their Environment", US/British Developments in Offshore Platforms, ASCE, National Convention, Boston, M.A. 1979, pp. 1-21.

13. Soto, C.; y Laya, E.J.: "Diagnóstico estructural de los muelles 2 y 3 de Puerto Miranda, MARAVEN". Informe técnico INTEVEP No EPTP/87. Los Teques, Marzo, 1987.

14. Syminex. Brochure technique. Marseille. 1983.

15. STAS. "Témoin de Fatigue pour la Surveillance des

Structures". Fiche Technique No 19.795. STAS. Société Technique
d'accessoires spécialisés. 1986. Sartrouville. France.

4. ANALYSE DES MODELES DE COMBINAISON DES CONTRAINTES.

L'estimation du cumul de fatigue à partir des mesures de déformation requiert un schéma de traitement de l'information. Les objectifs de ce schéma sont l'identification des divers points susceptibles d'être endommagés par le cumul de fatigue et l'estimation du cumul de fatigue sur les points sélectionnés à l'aide des algorithmes de comptage du nombre des cycles et de détermination des amplitudes correspondantes. Nous allons donc analyser diverses méthodes de détermination des contraintes le long des lignes de soudure.

4.1 FORMULES ANALYTIQUES DE COMBINAISON DES CONTRAINTES AUX POINTS CHAUDS DES JOINTS TUBULAIRES.

L'état des contraintes aux points critiques des pièces de géométrie complexe avec des gradients de contraintes élevés peut être caractérisé par des facteurs de concentration de contraintes (FCC). Pour une condition de charge donnée la contrainte maximale dans la pièce se calcule comme :

$$S_{g_{pci}} = FCC_{i1} S_n \quad (4.1)$$

Où :

- S_n : Contrainte nominale dans l'élément.
 FCC_i : Facteur de concentration de contraintes pour l'état de chargement "i".
 $S_{g_{pci}}$: Contrainte principale maximale localisée au point chaud.

4.1.1 Expression du guide ARSEM.

Il existe diverses expressions pour l'estimation de la contrainte maximale pour des conditions de chargement complexe. Le guide ARSEM [1], partie 3.2.3, indique pour le cas d'un joint "T" simple (d'une membrure et une entretoise) :

$$S_{g_{pc}} = FCC_{ax} S_{ax} + FCC_{fy} S_{fy} + FCC_{fz} S_{fz} \quad (4.2)$$

où :

- FCC_{ax} : Facteur de concentration de contraintes sous chargement axial.
 FCC_{fy} : Facteur de concentration de contraintes avec moment dans le plan.
 FCC_{fz} : Facteur de concentration de contraintes avec moment hors du plan.
 S_{ax} : Amplitude de fluctuation dans l'entretoise de la contrainte axiale.
 S_{fy} : Amplitude de fluctuation dans l'entretoise de la contrainte de flexion dans le plan.

S_{fz} : Amplitude de fluctuation dans l'entretoise = fz de la contrainte de flexion hors du plan. Pour l'étude on a retenu un joint K, cette pièce illustrant mieux les conditions d'interaction des contraintes provenant des différents éléments

et composant le chargement. Si l'on étend la formule 3.1 au cas de ce joint on trouve :

$$\begin{aligned}
 S_{gpc} = & FCC_{ax1} S_{ax1} + FCC_{fy1} S_{fy1} + FCC_{fz1} S_{fz1} \\
 & + FCC_{ax2} S_{ax2} + FCC_{fy2} S_{fy2} + FCC_{fz2} S_{fz2}
 \end{aligned}
 \tag{4.3}$$

Les indices 1 et 2 font référence aux éléments entretoises 1 et 2 du joint. La figure 11 illustre le joint et les chargements considérés dans l'expression (4.3).

Il doit être remarqué que l'application de (4.3) conduit à une contrainte à un point chaud fictif dans le joint car chaque FCC est en réalité obtenu pour un point différent de la ligne de soudure entre les éléments secondaires (entretoises) et l'élément principal (membrane). Autrement dit, en raison des simplifications implicites de (4.3) les contraintes au point chaud correspondant à chaque mode de chargement ont été ajoutées d'une manière scalaire, sans prendre en compte les directions ni les différentes localisations sur le joint. On verra dans ce chapitre qu'en raison des simplifications ainsi introduites dans (4.3) les estimations de contrainte "au point chaud" sont extrêmement conservatives et fournissent en fait des limites supérieures.

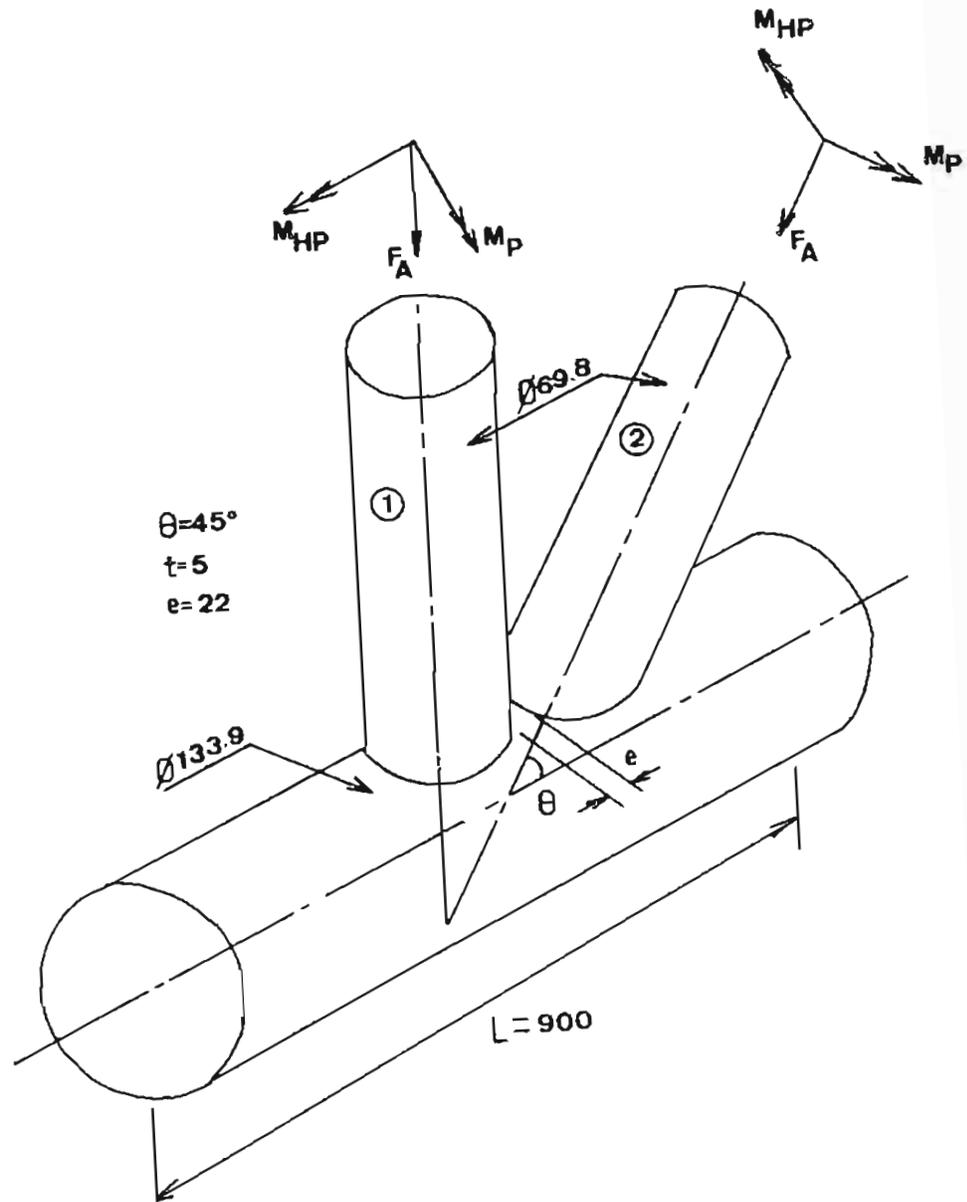


Figure 13. Assemblage en K sous état multi-charge.

Une deuxième expression, en utilisation courante dans les bureaux d'étude [2], prend la forme suivante quand on l'applique au noeud de la figure 11 :

$$\left. \begin{aligned} S_{g_{pc1}} &= F_{CC} S_{ax1} + F_{CC} S_{fy1} \sin \theta_1 + F_{CC} S_{fz1} \cos \theta_1 \\ S_{g_{pc2}} &= F_{CC} S_{ax2} + F_{CC} S_{fy2} \sin \theta_2 + F_{CC} S_{fz1} \cos \theta_2 \end{aligned} \right\} \quad (4.4)$$

Les termes $S_{g_{pc1}}$ et $S_{g_{pc2}}$ sont respectivement les contraintes aux points chauds dans les liaisons des éléments entretoises 1 et 2 avec la membrure principale. Les angles θ sont mesurés comme indiqué sur la figure 12.

Il est intéressant de remarquer que (4.4) néglige l'interaction des contraintes entre les zones 1 et 2 du noeud, c'est à dire qu'il n'y aura pas de contraintes générées dans la zone 1 par les chargements de l'élément 2 et vice-versa. Cette simplification peut sous-estimer les contraintes dans les zones de forte interaction comme celle située entre les deux entretoises. Par contre, le calcul des contraintes avec les équations (4.4) sur les lignes de soudure avec la contribution de la contrainte axiale maximale peut contrebalancer la sous estimation associée à l'omission de l'interaction des contraintes entre 1 et 2. Finalement il faut dire aussi que (4.4) comme (4.3) supposent toutes les contraintes avec la même direction.

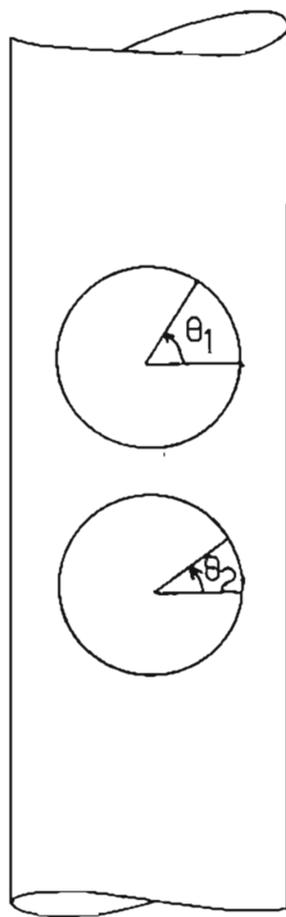


Figure 12. Sens de mesure des angles θ_1 et θ_2 dans la formule (4.4).

4.2 MODELE ELEMENTS FINIS POUR L'ETUDE DES COMBINAISONS.

4.2.1 Schématisation d'un noeud tubulaire.

Un modèle aux éléments finis (ELFI) du joint K de la figure 11 a été développé pour étudier le processus à suivre pour les noeuds à considérer dans le programme de surveillance. La figure 13 montre ce modèle, il a été réalisé dans sa majorité avec des éléments linéaires coque mince à quatre noeuds. Dans les zones de transitions des éléments triangulaires ont été utilisés, au total 6 dans tout le modèle du joint proprement dit.

La taille des éléments a été adaptée de manière à couvrir les zones de fort gradient de déformation avec une meilleure résolution. Ces zones se trouvent au voisinage des liaisons entre les tubes. La membrure principale est découpée en arcs de 36 degrés, les éléments ayant une longueur qui diminue en se rapprochant à la zone centrale à fin d'augmenter la précision de la résolution. Dans les entretoises les sections sont plus petites, de 22.5 degrés, car la résolution de la zone centrale est liée à la résolution angulaire des éléments secondaires.

La résolution globale du modèle présenté peut être classée comme faible par rapport aux modèles normalement utilisés dans l'industrie au niveau de la conception, mais nous rappellerons que le but de cette étude est de rechercher le comportement et les tendances fondamentales et non l'analyse détaillée des niveaux des contraintes locales.

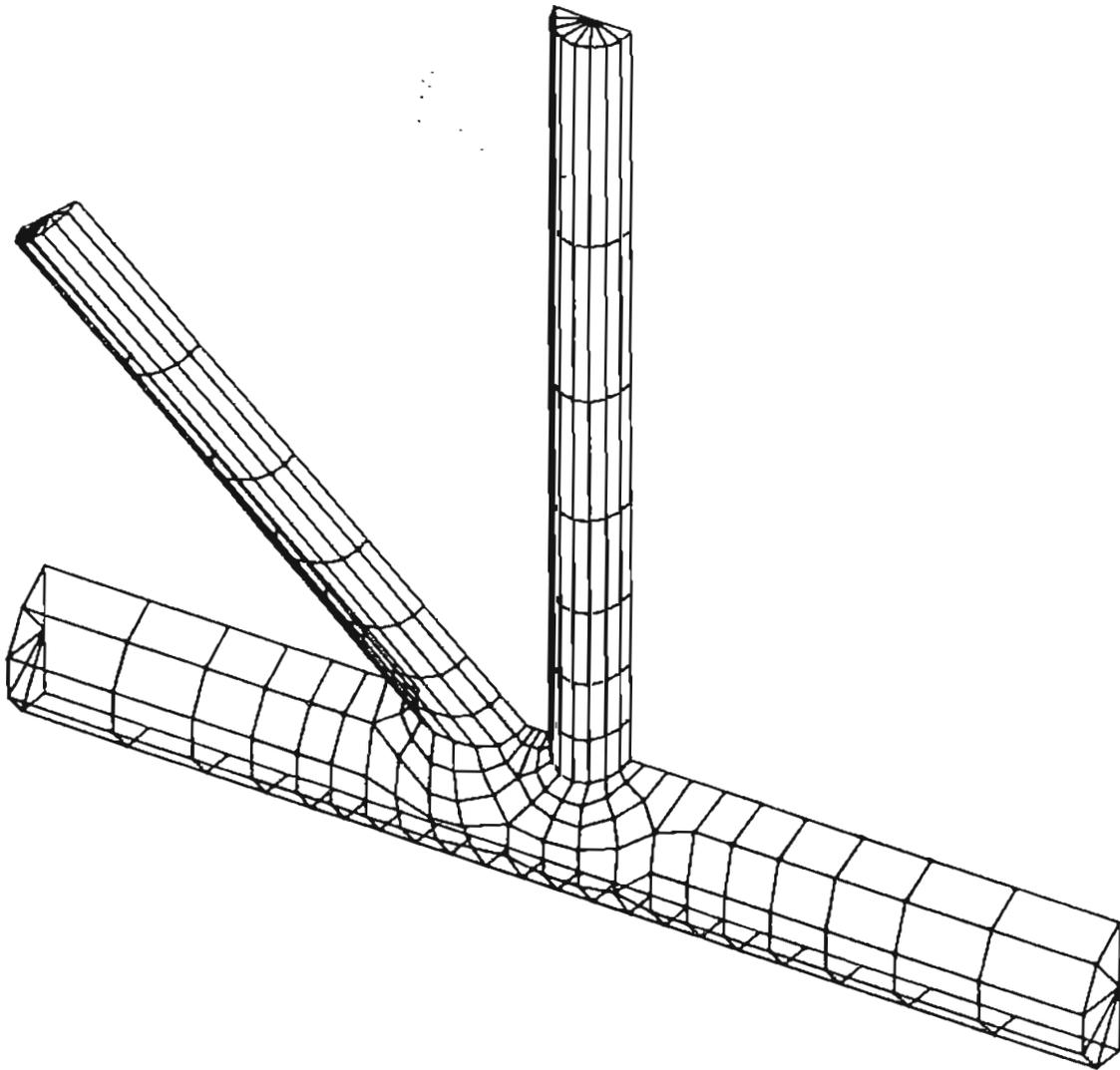


Figure 13. Modèle des éléments finis du joint K.

Il faut aussi dire que le nombre possible des modèles numériques qui peuvent être faits de cette pièce selon l'art de l'ingénieur (disposition du maillage, type et taille des éléments, etc) est virtuellement infini. Le modèle réalisé, sans prétendre à la perfection, peut être considéré comme donnant des résultats cohérents et de précision comparable à ceux des modèles plus fins.

La table 1 fournit les caractéristiques du modèle du noeud. Le système informatique utilisé est le VM/CMS de l'ordinateur IBM 4341/2 du Bureau Veritas. Le programme d'analyse utilisé pour la préparation du modèle et le calcul des déformations et contraintes est GIFTS [3]. Ce programme opère sous hypothèse de linéarité du matériau et des déformations (déplacements et déformations faibles). Ces hypothèses sont valides pour le calcul effectué pour les raisons suivantes :

-Malgré que le champ de contraintes aux voisinages des fissures actives diffère fortement du celui en condition parfaitement élastique, la distribution de contraintes en moyenne n'est affectée significativement que dans des situations de grandes fissurations. La prédiction faite en condition élastique reste valide en état de fissuration faible.

-Etant donné que le système de surveillance proposé est de type préventif, les situations de forte fissuration n'ont pas été envisagées puisque l'endommagement aura été identifié à l'avance.

Nombre total des points.....	94
Nombre total des éléments.....	69
Nombre total des groupes des matériaux.....	2
Nombre total des points structuraux.....	84
Nombre total des éléments actifs.....	69
Nombre total des groupes d'épaisseurs.....	3
Nombre total des cas de chargements.....	1
Nombre total des cas de chargements actifs.....	1
Nombre total des inconnues.....	373
Demi-largeur de calcul matriciel.....	38.
Nombre des points clés.....	43
Nombre des lignes.....	8
Nombre de mailles.....	2
Nombre maximum des degrés de liberté par point.....	6
Nombre des groupes d'inconnues	22
Nombre des sous-matrices de rigidité.....	72

Table 1. Caractéristiques de base du modèle numérique du joint en K.

4.2.2 Matrices des coefficients d'influence.

L'objectif premier du modèle éléments finis est d'établir pour chaque cas de chargement prévisible sur chaque tube du noeud une matrice des coefficients d'influence. Cette matrice comprend les contraintes S_{xx} , S_{yy} et T_{xy} pour chaque élément coque mince sur la surface extérieure et pour une charge unitaire associée au mode de chargement. Les coefficients d'influence d'un élément sont très proche du FCC de ce même élément, ce dernier étant simplement la contrainte principale maximale obtenue à partir des valeurs S_{xx} , S_{yy} et T_{xy} . Le FCC cependant ne serait pas suffisant pour notre étude car ils ne contiennent que l'information intensité de contrainte et pas celle de direction. L'information de direction est nécessaire pour combiner correctement les contraintes résultant de chaque cas de chargement.

Si $\{ \{ S_i \} \}$ est la matrice des coefficients d'influence des "n" éléments pour les cas de la charge "i", la matrice des contraintes locales $\{ \{ S \} \}$ qui résulte des "m" actions d'amplitude F_i correspondants aux différents cas de chargement est :

$$\{ \{ S \} \} = \sum_{i=1}^m \{ F_i \} \{ S_i \} \quad (4.5)$$

Les matrices $\{ \{ S \} \}$ et $\{ \{ S_i \} \}$ sont de taille $3 \times n$ ayant dans chaque colonne les valeurs S_{xx} , S_{yy} et T_{xy} de l'élément j ($1 \leq j \leq n$). Pour le cas du noeud analysé dans cette étude on a adopté la notation suivante :

Mode de chargement	Membre	Numérotation (i)
Charge axiale	Membre 1	1
Charge axiale	Membre 2	2
Moment dans le plan	Membre 1	3
Moment dans le plan	Membre 2	4
Moment hors du plan	Membre 1	5
Moment hors du plan	Membre 2	6

La table 2 montre les FCC résultant de l'analyse du modèle ELFI pour les 6 modes de chargement pris indépendamment pour les 25 éléments les plus chargés. Il est intéressant de considérer les valeurs FCC RMS qui ont été calculées comme la racine carrée de la somme des carrés des valeurs correspondants à chaque mode de chargement. Si ce paramètre n'a aucune correspondance avec une grandeur physique connue, il montre cependant les éléments qui sont les plus sensibles aux charges considérées. En général, les éléments avec des grands FCC RMS vont accumuler plus de fatigue

TABLEAU DE FACTEURS DE CONCENTRATION DE CONTRAINTES

ELEMENT NUMERO	AXIAL		MOM.PLAN		M.H.PLAN		F.C.C. R.M.S
	1	2	1	2	1	2	
199	3.28	3.70	0.52	1.30	2.76	4.07	7.11
200	2.79	2.26	0.54	0.58	1.53	3.15	5.08
201	2.07	2.95	0.17	1.96	0.68	1.34	4.37
202	3.00	4.20	0.22	1.68	1.03	2.43	6.04
203	5.30	7.85	0.69	1.47	1.84	3.40	10.36
204	3.01	3.48	0.44	1.13	1.95	3.27	6.09
205	4.42	5.84	0.61	1.16	2.22	3.42	8.48
206	5.73	6.44	0.69	1.01	3.34	3.44	9.94
207	3.45	5.10	0.66	1.15	0.69	1.66	6.55
208	5.73	9.05	0.83	2.54	1.19	1.42	11.19
218	5.98	3.98	1.07	0.81	2.20	1.46	7.77
219	3.83	3.52	0.81	0.92	2.42	1.37	6.02
228	3.23	3.39	0.56	0.46	2.15	1.08	5.31
229	6.14	5.66	0.64	1.03	1.61	1.09	8.66
230	6.76	4.17	1.77	0.80	1.98	0.81	8.45
231	4.42	3.21	0.71	0.57	2.55	1.42	6.26
232	2.46	2.24	1.23	0.44	2.69	1.62	4.76
238	7.14	5.71	3.39	1.14	1.90	1.31	10.08
239	4.88	4.08	1.95	0.77	3.70	1.25	7.75
240	5.35	3.01	1.21	0.65	4.46	1.13	7.79
241	5.50	1.93	1.49	0.41	5.62	1.33	8.35
242	6.97	1.84	1.53	0.31	5.97	1.27	9.57
243	9.39	4.04	1.35	0.44	4.48	1.26	11.32
244	9.33	3.88	2.63	0.23	4.65	1.21	11.50
245	7.10	2.84	2.66	0.22	2.51	0.59	8.50

Table 2. Facteurs de concentration de contraintes résultants pour les six modes de chargement sur le joint K.

4.3 SIMULATION DU CUMUL DE FATIGUE.

Le cumul de fatigue dans les structures offshore est un processus d'accumulation de dommage à long terme du principalement au chargement de houle à diverses amplitudes et fréquences. La caractérisation des actions des houles est généralement basée sur des états de mer approximativement stationnaires, de plusieurs heures de durée, et les distributions des ces états pendant la période d'estimation du cumul de fatigue (la vie utile de la structure).

Le moyen le plus simple de simuler le phénomène de fatigue dans des plateformes offshore utilise une approche quasi-déterministe, basée sur les hypothèses suivantes :

- Les hauteurs de houle dans des processus stationnaires, cas des états de mer de durée de quelques heures, sont distribuées suivant la loi de Rayleigh. Les hauteurs significatives qui caractérisent les états de mer suivent à long terme une distribution de Weibull.

Etant donné que l'ordre d'apparition des actions dans le processus de cumul est ignoré dans l'hypothèse de cumul linéaire retenue on peut simuler la fatigue à partir des histogrammes cumulatif à long terme construits selon la combinaison des lois de distribution à long et court terme. La loi de distribution cumulée des hauteurs de houle résultant de

cette hypothèse est log décimale, la relation entre H et n
étant :

98

$$\text{Log } N = \text{Log } (N_0) (1 - H/H_0) \quad (4.6)$$

Où :

H_0 : Hauteur maximale de la distribution
cumulée des houles à long terme.

N_0 : Nombre total de houles cumulées.

La figure 14 montre une telle distribution type.

-A chaque cycle de vague correspond un cycle de
contrainte-déformation dans tous les composants de la
structure. L'amplitude de contrainte associée est :

$$S = K H^a \quad (4.9)$$

ce qui conduit à la loi cumulative des amplitudes de
contrainte :

$$\text{Log } N = \text{Log } (N_0) (1 - (S/K)^{1/a} / H_0) \quad (4.8)$$

-Le coefficient K dépend des propriétés structurelles du
système et "a" est lié au phénomène de chargement. Dans le cas
des structures offshore réticulées "a" se trouve entre 1 et 2
selon de la sensibilité de la structure aux forces de trainée
(a → 1) et d'inertie (a → 2).

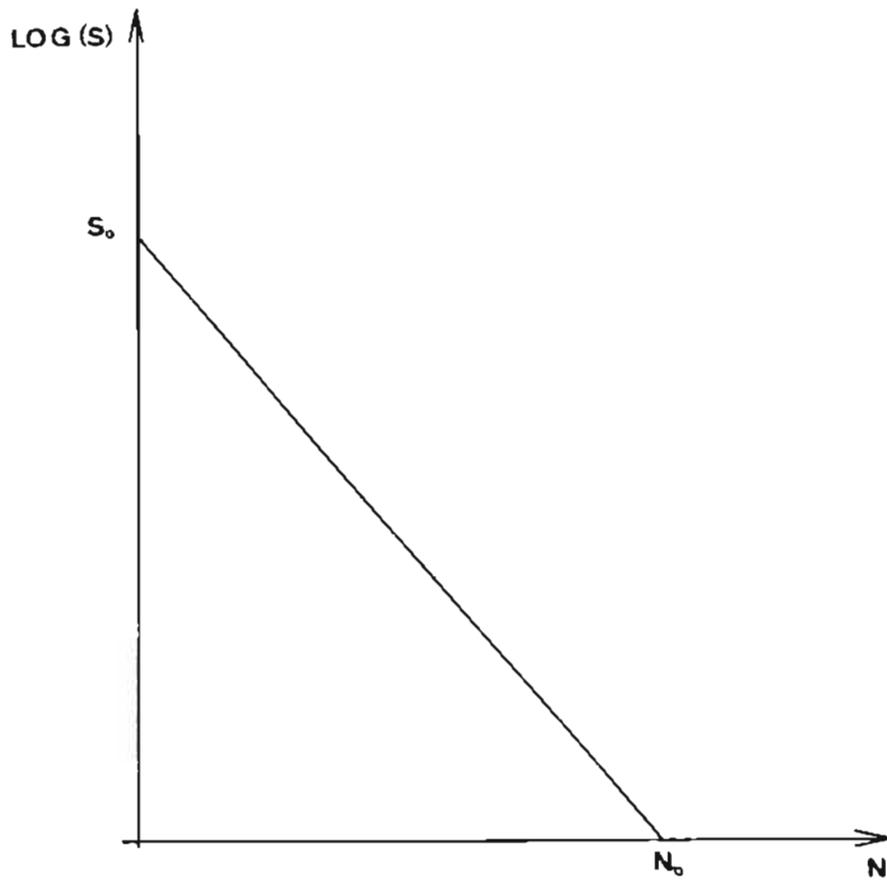


Figure 14. Distribution cumulative approximative des hauteurs de houle.

-La résistance à la fatigue peut être représentée par une courbe S-N appropriée. Pour les aciers de construction offshore et notre étude on sélectionnera la courbe de référence ARSEM définie par les équations :

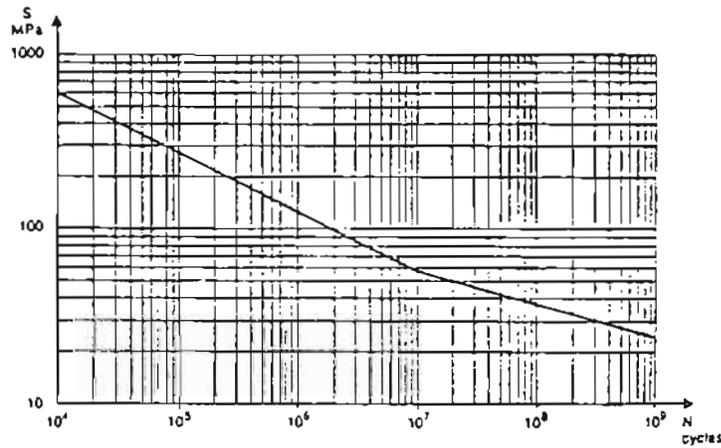
$$\begin{aligned} \text{Log } N &= 12.29 - 3.00 \text{ Log } S \text{ pour } N \leq N_c = 1.E07 \\ \text{Log } N &= 15.82 - 3.00 \text{ Log } S \text{ pour } N \geq N_c = 1.E07 \end{aligned} \quad (4.9)$$

La figure 15 montre cette courbe en coordonnées bi-logarithmiques, le changement de la pente à $N_c = 1.E7$ rend compte de l'influence de la limite d'endurance sur le cumul sous charge aléatoire.

A ce point il est important de faire quelques commentaires :

-Cette méthode de simulation du cumul de fatigue suppose une cinématique unidirectionnelle des forces sur les éléments de la structure. Dans une méthode plus fine la variation de la direction de la houle tend à répartir les contraintes autour des tubes selon une fonction de répartition et donc donne un cumul de contrainte moins élevé.

-Les effets dynamiques sont négligés. Il est connu que à chaque hauteur de houle correspond une période différente, fonction de la profondeur. Or l'effet de la houle (donc les contraintes) augmente dans la mesure où sa période s'approche de la période propre de la plateforme, on peut donc voir facilement que le coefficient K dépend de la période de la houle. Il en est de même du coefficient "a" puisque



$$N \leq 10^7 \quad \log N = 12.29 - 3.0 \log S$$

$$N \geq 10^7 \quad \log N = 15.82 - 5.0 \log S$$

Figure 15. Courbe S-N proposée par ARSEM pour des joints tubulaires des structures maritimes.

L'amplitude relative des forces de trainée et d'inertie change avec avec la hauteur et partant avec la période.

Cependant compte tenu du but recherché, analyse de la combinaison des contraintes le long des lignes de soudure du noeud, nous pourrions retenir cette approche simplifiée qui donne des résultats corrects quant aux tendances et relations. Une telle approche est d'ailleurs souvent utilisée au niveau des pré-projets.

4.3.1 Estimation des charges sur un joint tubulaire.

L'estimation du cumul de fatigue sera réalisée avec un ensemble de charges similaires à celles qui existent dans des situations réelles. De cette manière les problèmes qui se posent au niveau du calcul de vie en fatigue pourront être abordés sur une base juste. Les valeurs des charges sur le joint K analysé ont donc été sélectionnées proportionnellement aux charges calculées sur un joint K de la plateforme DP-2, installée en Mer du Nord en 1976 [2]. Il a été retenu une direction de houle qui charge la structure dans le plan du noeud et les contraintes ont été calculées pour deux hauteurs de vagues qui correspondent respectivement à la houle extrême et à une houle intermédiaire. Les combinaisons considèrent la condition intermédiaire, qui se trouve avec une plus grande fréquence. Conventionnellement les distributions cumulées à long terme des contraintes ont été choisies linéaires en déc-log. Les valeurs de "No" et "Log(No)" résultantes sont les suivantes :

Mode de chargement	Log(No)	So
1	8.571	12.0
2	7.449	15.2
3	6.916	18.0
4	7.449	15.2
5	7.356	15.6
6	12.353	8.4

où Log(No) et So sont les paramètres de l'équation

$$\text{Log } N = \text{Log}(\text{No}) \left(1 - S/\text{So} \right) \quad (4.10)$$

N étant le nombre des cycles cumulés pour l'amplitude de contrainte S.

La valeur de So dans chaque cas est déterminée par l'amplitude maximale de l'action. Etant donné que le nombre des cycles de toutes les actions est le même il est ajusté à une valeur unique par le coefficient No.

Pour le calcul nous avons discrétisé les distributions cumulatives en paliers de contraintes avec un nombre total de 40,000 cycles, qui correspond au nombre des cycles qui s'accumulent en environ une semaine. Bien que ce nombre représente une durée très courte, elle contient par sa définition l'ensemble des amplitudes qui se produisent pendant la vie de la plateforme. La table 3 donne la distribution cumulative pour chaque mode de chargement. Les contraintes nominales dues au mode de chargement 3 (moment dans le plan, élément 1) sont les plus

HISTOGRAMMES DE CYCLES CUMULATIFS PAR
NIVEAUX ET PAR ACTION SUR LA PIECE

NOMBRE TOTAL DES CYCLES = 40000

NIVEAU N/MM-2	AXIAL		MOM.PLAN		M.H.PLAN	
	1	2	1	2	1	2
1	24010	20091	17484	20091	19679	30072
2	9598	10000	9842	10000	9998	7464
3	3837	4977	5540	4977	5079	1853
4	1534	2477	3119	2477	2580	460
5	613	1233	1755	1233	1311	114
6	245	614	988	614	666	28
7	98	305	556	305	338	7
8	39	152	313	152	172	2
9	16	76	176	76	87	0
10	6	38	99	38	44	0
11	3	19	56	19	23	0
12	1	9	31	9	11	0
13	0	5	18	5	6	0
14	0	2	10	2	3	0
15	0	1	6	1	2	0
16	0	1	3	1	1	0
17	0	0	2	0	0	0
18	0	0	1	0	0	0
19	0	0	1	0	0	0
20	0	0	0	0	0	0
21	0	0	0	0	0	0
22	0	0	0	0	0	0
23	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	0	0	0
25	0	0	0	0	0	0

Table 3. Distribution cumulatif des modes de chargement.

élevés, légèrement supérieures au mode 2 (charge axiale, membre 1).

Les résultats doivent être interprétés dans le cadre de l'objectif recherché. Ils ne sont pas généralisables pour les raisons suivantes :

-Le cas de chargement n'inclut pas de houle dans la direction hors du plan du noeud et donc minimise le niveau du moment hors du plan par rapport aux autres charges.

-La méthode de calcul employée surestime le niveau des moments, les joints étant traités comme des liaisons rigides. Il est connu que les noeuds tubulaires de faible épaisseur permettent une légère rotation relative entre les axes des tubes sous l'action des moments de flexion entraînant des redistributions d'efforts.

4.3.2 Combinaison des cycles de chargement.

La combinaison des charges calculés et postérieurement les contraintes requièrent une connaissance statistique minimale du processus qui génère ces charges car il existe plusieurs possibilités de combinaison. Une première idée basée sur la méthode de Monte-Carlo serait, de sélectionner les cycles des distributions de manière aléatoire, et après calcul par le modèle ELFI, les contraintes induites sont comptabilisées dans le cumul de fatigue. Cette méthode appelle les remarques suivantes :

-Les actions individuelles sur le noeud ne sont pas totalement indépendantes car elles sont générées par le même processus dont l'origine est la vague. On peut alors supposer qu'il existe un certain degré de corrélation. Par exemple, pour des grandes hauteurs de houle il est probable que l'on observera de grandes amplitudes relatives des charges, quelqu'elles soient, moments ou charges axiales. En effet, les charges sur un élément isolé qui occupe un espace réduit en comparaison de la longueur de houle peuvent être supposées comme hautement corrélées entre elles. Autrement dit, les fortes amplitudes apparaissent simultanément pour les différentes charges ainsi que pour les amplitudes moyennes et faibles respectivement. Dans le cas d'une plateforme offshore on trouve, cependant, les chargement distribués spatialement dans le volume de la partie immergée. Dans ce cas il est logique de s'attendre à des déphasages entre les composantes des charges appliquées aux divers endroits de la structure. De toute manière il est certain que les réactions internes des éléments seront plus semblables entre elles qu'il ne le sont les charges appliquées puisque la structure agit comme un ensemble face à l'état de chargement. Cela autorise à supposer qu'il existe une corrélation des amplitudes entre les processus de charges dans un joint tubulaire ce qui nous conduit à combiner des charges d'amplitude relative similaires entre elles plutôt que de les combiner de façon totalement aléatoire.

- Un autre aspect important concerne le signe affecté aux

charges pour effectuer la combinaison. Les solutions possibles sont :

- Tous les signes égaux (positifs ou négatifs).
- Des signes aléatoires entre les modes de chargements et amplitudes résultants.
- Des signes positifs pour quelques modes de chargement et négatifs pour les autres, fixés pour tout le calcul.

A défaut d'autres informations il pourrait être supposé que la deuxième solution est la plus appropriée car elle représente une "moyenne" des tous les cas possibles. Le choix d'une autre solution nécessiterait une connaissance plus fine du phénomène. Une méthode assez conservative, pouvant être utilisée par exemple, comme procédure de conception, serait d'essayer les diverses combinaisons et de garder celle qui produit le maximum du cumul de fatigue. Bien que du côté la sécurité, elle n'est pas acceptable d'un point de vue technique car elle ne peut pas prédire le "coefficient de sécurité" de la structure.

Afin de tenir compte des remarques précédentes et d'éviter certains inconvénients nous avons décidé d'utiliser une approche qui peut prendre en compte des corrélations d'amplitude et de phase entre les efforts appliqués aux différents tubes qui composent le noeud.

Une simulation de réponse dynamique tridimensionnelle d'une plateforme de géométrie simple soumise à un chargement de houle aléatoire a été réalisée dans le but de clarifier ces aspects. L'annexe A donne les détails des calculs et des résultats. Cette simulation apporte comme conclusion que la relation de signe entre les processus de charge reste fixée pendant le passage des vagues et qu'elle répond au principe de l'équilibre global du système. Autre point important, les résultats de la simulation montrent qu'il existe une corrélation marquée entre les amplitudes des signaux à combiner.

La figure 16 montre les stades successifs de l'application de la méthode de combinaison pendant le processus de simulation du cumul de fatigue. L'algorithme utilisé est basé sur les hypothèses suivantes :

- Il existe une corrélation de signe entre les chargements. Celle-ci est donnée par la simulation de la réponse dynamique de la plateforme aux charges de houles aléatoires décrite dans l'annexe A.
- Il existe aussi une corrélation d'amplitude également identifiée par le calcul décrit dans l'annexe A.
- Le nombre total des cycles cumulés est égal pour toutes les charges.

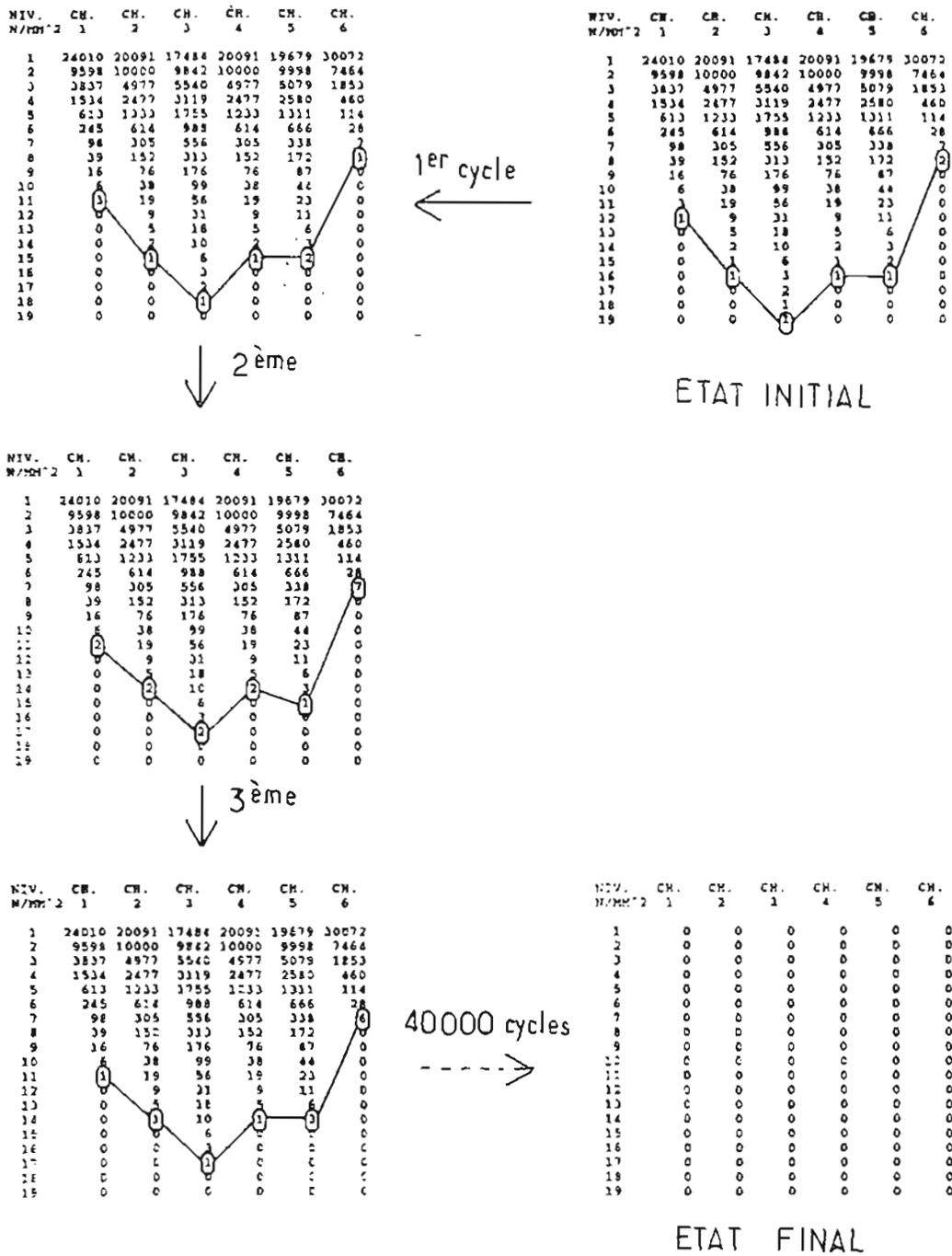


Figure 16. Application de la méthode de combinaison pour le calcul de cumul de fatigue.

A l'instant initial le processus est dans un état zéro de cumul, les histogrammes cumulatifs des charges (modes de chargement 1 à 6) sont dans leur état original tel que calculé par l'analyse des conditions d'environnement. La simulation avance dans le sens des amplitudes décroissantes. Les combinaisons formées "consomment" les cycles de niveaux semblables. Chaque groupe de combinaisons est traité en bloc par le modèle d'éléments finis et fournit le cumul de fatigue correspondant. A l'étape finale toutes les combinaisons et tous les cycles ont été traités et comptabilisés.

4.3.3 Résultats de la simulation de fatigue.

Le processus décrit antérieurement a été appliqué au groupe des 25 éléments sélectionnés pour leur fort FCC. La table 2 montre la liste des éléments et les FCC. Ce groupe a été ensuite réduit à 10, les éléments ayant montré le plus fort cumul de fatigue après les premières simulations. La figure 17 montre ces éléments ombrés sur le schéma du modèle ELFI.

Plusieurs simulations ont été faites pour apprécier la sensibilité du modèle au différentes amplitudes relatives des chargements et au nombre des cycles. A titre indicatif il est intéressant de voir que pour le cas trivial d'une seule charge tous les cumuls calculés avec les différentes méthodes coïncident (formules ARSEM, autre formule pratique et modèle ELFI développé). Cependant, à partir de la seconde charge la comparaison s'arrête et les écarts se creusent progressivement

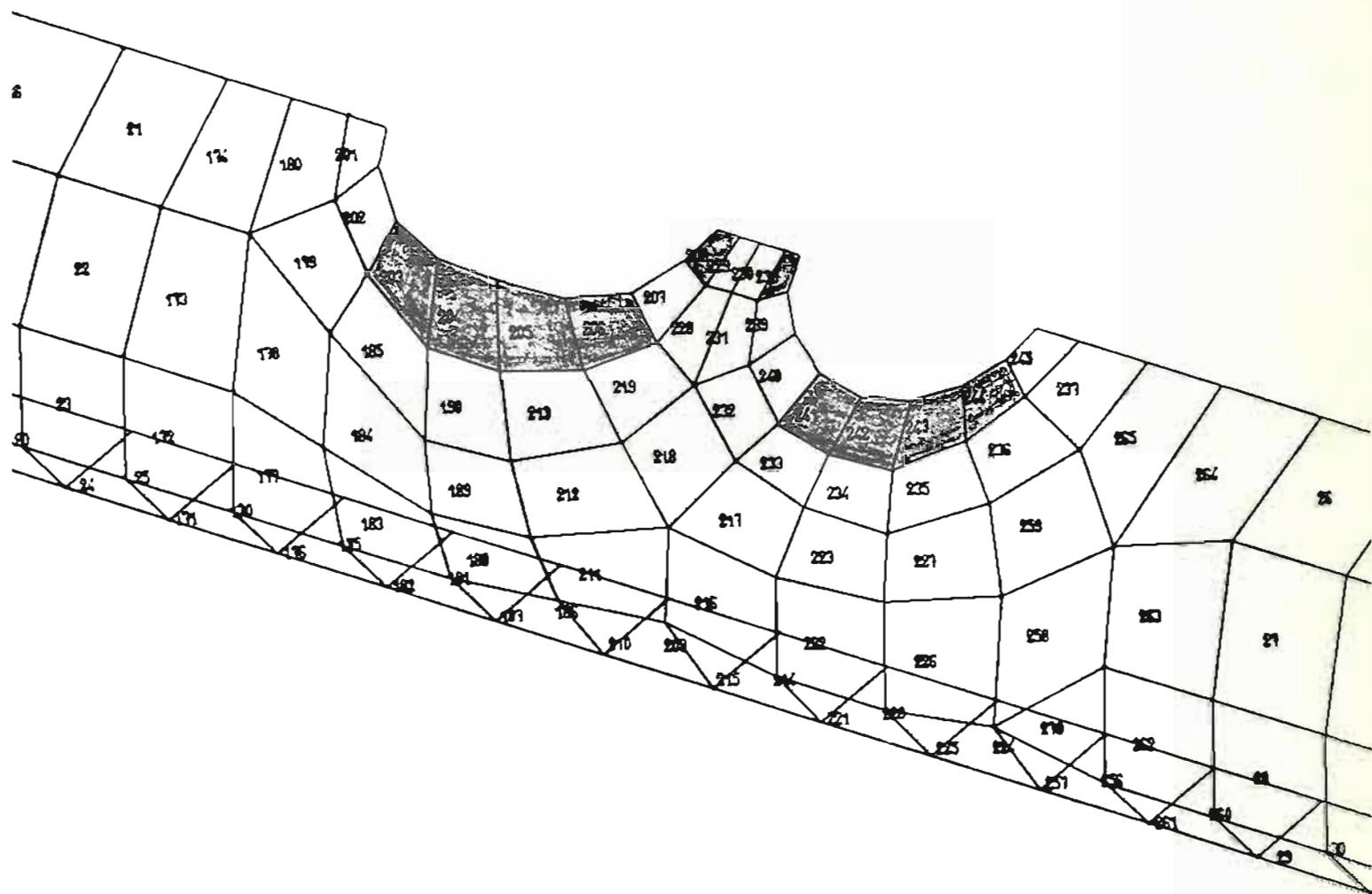


Figure 17. Eléments soumis au plus fort cumul de fatigue.

avec le nombre de charges. La table 4 montre les résultats d'une simulation avec 40,000 cycles et tous les modes de chargement actifs. Une différence importante d'environ deux ordres de grandeur, existe entre l'estimation ARSEM et les deux autres méthodes. Ceci peut s'expliquer par la grande simplification faite en supposant que la contrainte maximale globale est la somme scalaire des contraintes maximales due à chaque mode de chargement appliqué individuellement.

L'estimation faite avec la méthode de combinaison retenue et les éléments finis est quelque 20 % plus forte que l'estimation faite avec la formule dite "pratique". Il faut aussi remarquer que la localisation des points les plus "endommagés" diffèrent entre ces deux méthodes, différence explicable par le fait que la méthode "pratique" néglige l'interaction des contraintes dans la zone centrale.

En ce qui concerne l'effet du nombre de cycles, les figures 18 et 19 montrent que la différence relative entre les cumuls prédits par les différentes méthodes est approximativement constante. Cela est due au fait que la simulation inclut tous les niveaux d'amplitude des chargements. Autrement dit, une simulation avec peu de cycles au total mais avec une distribution d'amplitudes similaire (même forme et même valeur S_0 dans (4.10)) donne des résultats comparables à ceux d'une simulation à grand nombre de cycles.

La méthode à retenir pour la simulation de fatigue devra être celle qu'utilise le modèle .ELFI pour la détermination de

Elément numero	Cumul de fatigue. Modèle élément finis		Cumul de fatigue. Calcul par formule (4.4)	
	Absolut	Relatif	Absolut	Relatif
238	0.0015228	0.71	0.0007089	0.47
241	0.0007069	0.33	0.0014291	0.96
242	0.0011104	0.52	0.0014936	1.00
243	0.0011695	0.55	0.0014309	0.96
244	0.0014240	0.67	0.0013890	0.93
203	0.0014024	0.66	0.0007625	0.51
204	0.0001291	0.06	0.0007824	0.52
205	0.0005022	0.24	0.0007734	0.52
206	0.0009487	0.45	0.0007990	0.54
208	0.0021185	1.00	0.0008908	0.60

Table 4. Résultats de la simulation de cumul de fatigue pour 40,000 cycles.

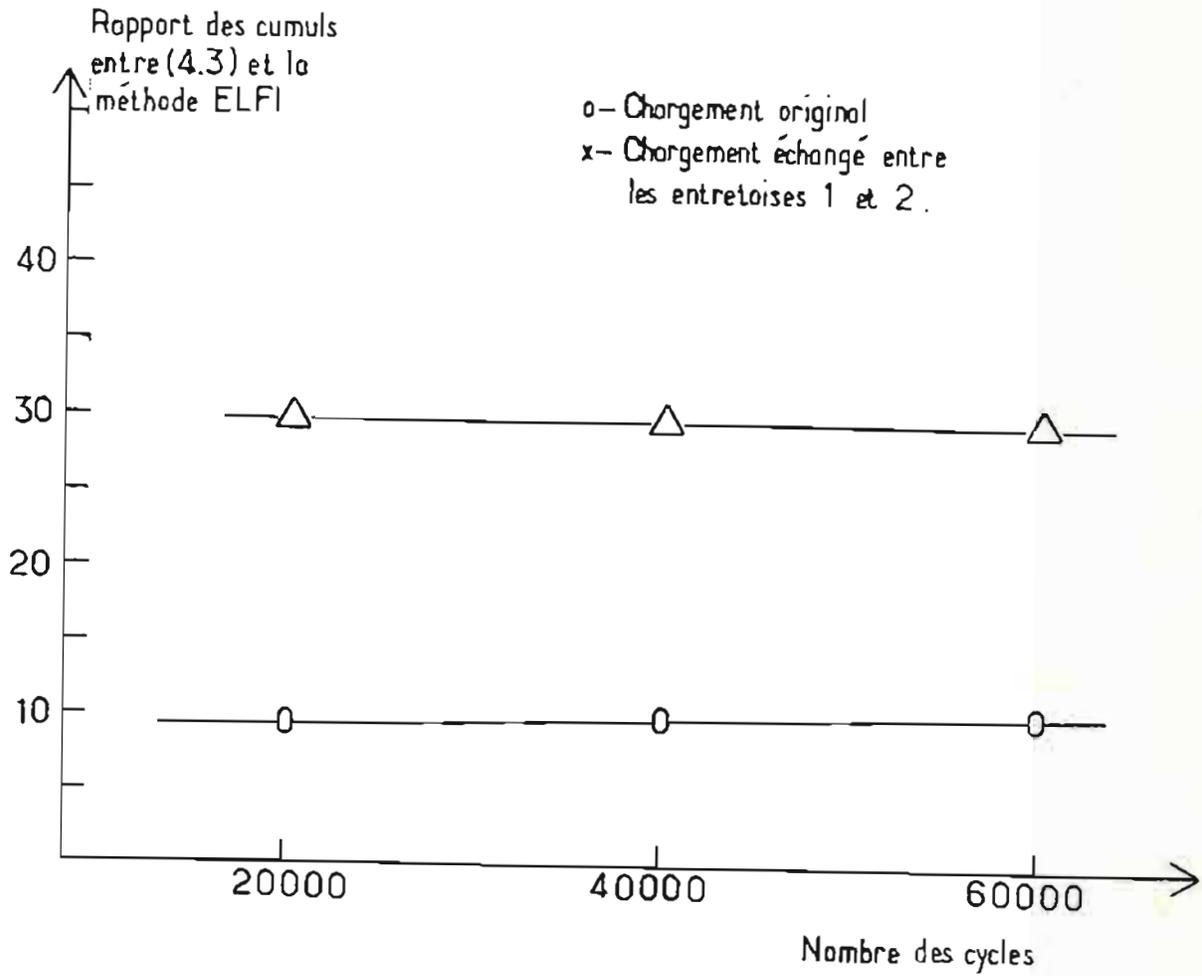


Figure 15. Différence de cumul de fatigue prédit par la formule (4.3) et la méthode ELFI avec combinaison des cycles.

Différence en %
entre cumuls prédits
par (4.4) et la méthode ELFI

o- Chargement original
x- Chargement échangé entre
les entretoises 1 et 2.

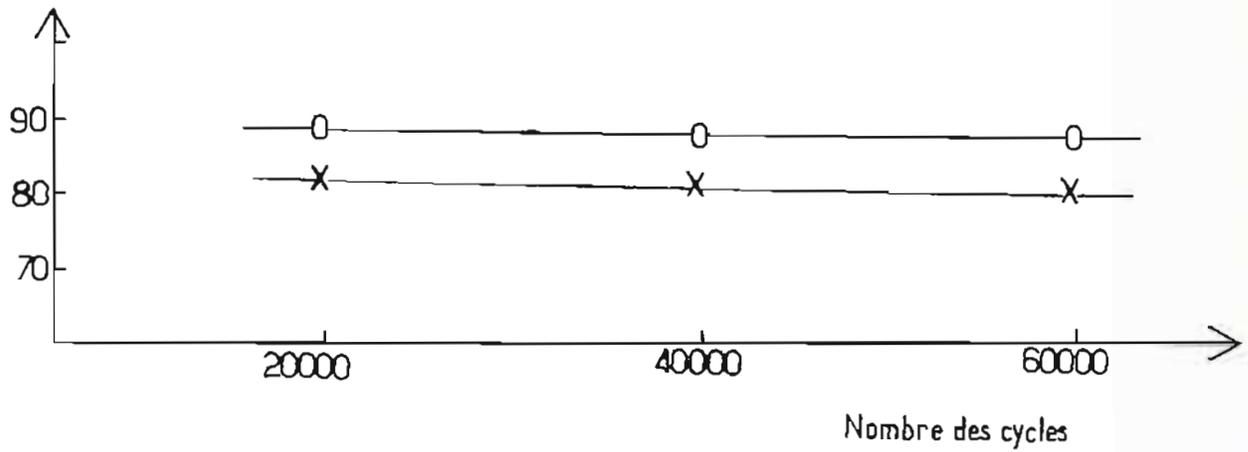


Figure 19. Différence de cumul de fatigue prédit par la formule (4.4) et la méthode ELFI avec combinaison des cycles

contraintes globales dans le noeud à partir des charges appliquées aux éléments associés. Cette méthode estime mieux la répartition des contraintes dans la pièce et permet aussi la combinaison des cycles de contrainte d'une manière rationnelle et plus précise. La méthode de combinaison des cycles sera utilisée pour la simulation de fatigue avec des histogrammes cumulatifs de charges simulés et aussi servira pour la combinaison des cycles à partir des histogrammes résultants de la mesure sur site.

4.4 Vérification expérimentale.

La réalisation du modèle expérimental a comme objectif l'identification et classification des procédures de mesure des FCC sur modèles réduits en matériaux plastiques ainsi que la comparaison des résultats numériques et expérimentaux. Bien qu'il y ait de nombreuses raisons pour considérer comme assez précis les résultats calculés numériquement pour le cas du noeud analysé, il est important de bien connaître les processus expérimentaux utilisés dans le cas pièces de géométrie complexe. Ainsi a-t-on réalisé un modèle expérimental d'un joint tubulaire de type X. La taille et le matériau de ce modèle sont bien adaptés aux moyens expérimentaux de petits laboratoires de structures. La figure 20 montre un schéma de la pièce. Cette géométrie bien que peu représentative de la majorité des noeuds réels illustre correctement les aspects de base d'un essai expérimental :

-Conception : Sélection des principes expérimentaux, matériaux et systèmes d'instrumentation.

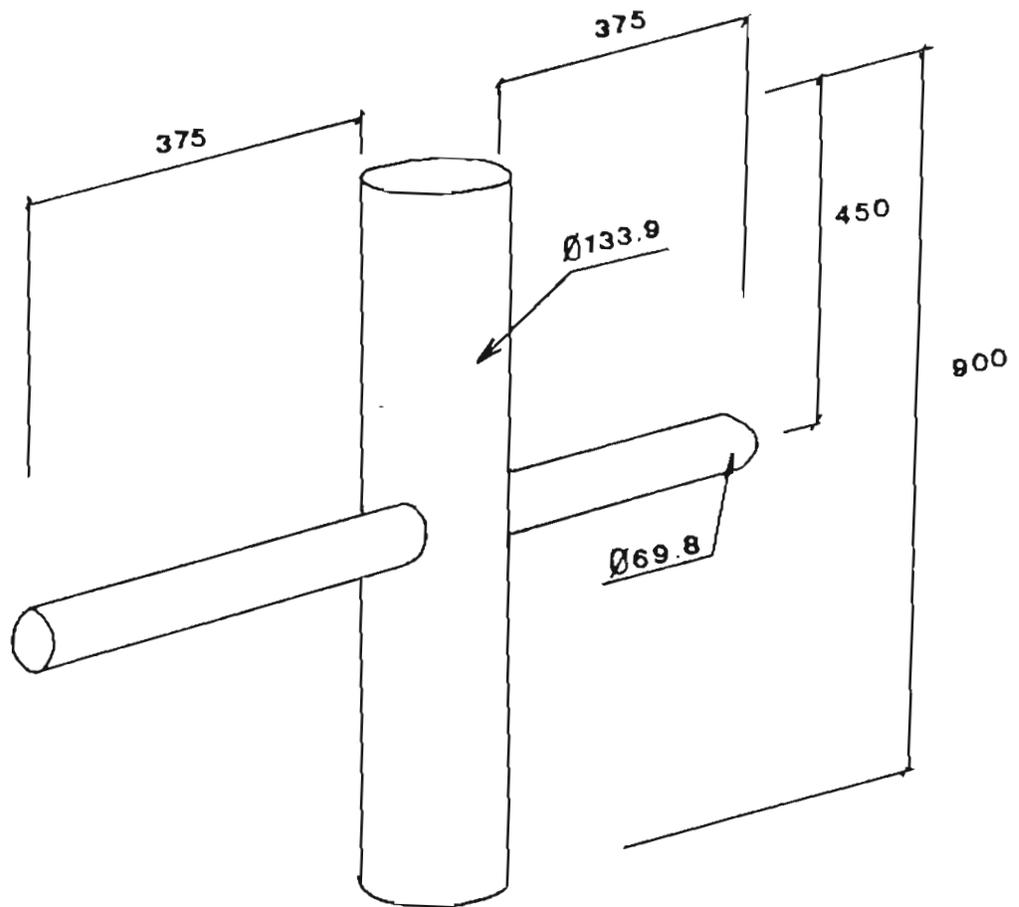


Figure 20. Modèle en plexiglass du joint en X.

-Planification et préparation : Conception des supports, spécification des moyens de chargement, sélection ou construction des pièces de support, des applicateurs de charges, des capteurs. Préparation et programmation du système d'acquisition de données. Préparation du logiciel de traitement. Calibration des instruments, etc.

-Essais : Application des chargements selon le programme, lecture (manuelle ou automatique) des paramètres, pré-interprétation des résultats.

-Exploitation et analyse des résultats : Post-traitement des mesures, comparaison avec les prédictions des modèles analytiques.

4.4.1 Réalisation du modèle expérimental.

Le modèle expérimental à échelle réduite (approx. D.4) du noeud a été réalisé en plexiglass. Ce matériau permet des réalisations rapides et simples en raison de son faible module d'élasticité et de sa facilité de travail. Le plexiglass est un matériau se relaxant facilement à des températures supérieures à 20 degrés Celcius environ. Il est donc indispensable de maintenir les températures d'essai au dessous de 20 degrés ou bien d'exécuter le cycle de chargement et de mesure à grande vitesse afin de ne pas perturber les déformations dues aux charges par celles résultant de la relaxation. Un autre inconvénient du plexiglass est son grand facteur d'expansion thermique. Il entraîne quelques difficultés quand on utilise des jauges extensométriques à

voltage supérieur à environ 2.5 V (AC ou DC) car les jauges chauffent alors le matériau et entraînent des expansions et relaxations. D'autre part il est nécessaire de maintenir la température ambiante d'essais constante car l'encadrement rigide étant toujours réalisé en acier, le modèle devient immédiatement chargé quand l'ensemble modèle-encadrement est soumis à des variations de température.

Par contre, l'utilisation du plexiglass présente de grands avantages quand on ne dispose que d'une infrastructure légère d'essai. Les forces nécessaires à appliquer sont assez faibles et l'encadrement relativement léger.

Comme il est montré sur la figure 19 les points de support (de la membrane principale) et les points de chargement (sur les tubes secondaires) sont faits en aluminium.

Le schéma retenu possède les propriétés suivantes :

- Il prévient la rupture fragile du plexiglass pouvant provenir des concentrations de contraintes pendant la manipulation et l'application du chargement.
- Il prévient l'ovalisation des extrémités des éléments conséquence de l'application des charges axiales et moments.

La fixation du modèle à l'encadrement est faite de manière à ce que la rotation dans le plan soit permise. La libre rotation des supports évite l'interférence éventuelle des moments réactions de fixations sur les contraintes locales de la zone centrale. Les

points d'application des chargements permettent toutes rotations et déplacements. Il est aussi important de garder le centrage du chargement appliqué à la pièce car les excentricités génèrent des moments secondaires dans le plan et hors plan qui perturberaient le cas de chargement axial. Lorsqu'il n'est pas possible de centrer parfaitement les charges, il est nécessaire de prévoir une mesure des excentricités au fin de corriger leurs effets sur les résultats, ce qui ne se fait pas sans difficultés lorsqu'on ne dispose des valeurs analytiques des contraintes dues aux à moments dans le plan et hors plan.

4.4.2 Résultats des mesures.

En général les résultats montrent quelques différences entre les valeurs maximales des FCC mesurées et calculées, les valeurs mesurées étant supérieures aux celles calculées.

Le modèle numérique utilisé pour effectuer les comparaisons est un modèle éléments finis dont les caractéristiques sont données dans l'annexe B. Ce modèle numérique a été établi de manière analogue à celui du modèle du joint en K.

Les différences trouvées sont très proches de celles annoncées par le guide ARSEM [1] pour le cas des formules paramétriques et mesures sur modèles à échelle réduite.

Ces différences sont généralement dues aux simplifications implicites de la modélisation de la soudure par les éléments finis de type coque mince, les contraintes dans cette zone devant être extrapolées selon la procédure indiquée dans le guide ARSEM

[1]. De plus, dans notre cas, la modélisation de la pièce tubulaire à échelle réduite en plexiglass pose un problème de comportement tridimensionnel car les rapports d'épaisseur/diamètre sont quelque peu éloignés des rapports typiques des structures coque mince. Ce problème ne se présente pas dans la modélisation des pièces réelles.

L'annexe B décrit les stades de réalisation des essais, donne une analyse des résultats détaillées ainsi que quelques illustrations des installations.

4.5 REFERENCES.

1. Assemblages tubulaires soudés. Collection des guides pratiques sur les ouvrages en mer. Association de Recherche sur les Structures Métalliques Marines (ARSEM). Editions Technip, Paris 1985.
2. Cabiran, A. ; "Informations sur les noeuds de plates-formes." Direction Développements et Travaux. Recherche Marine Structures - ELF SNEA(P).
3. GIFTS. Computer Aided Structural Analysis. Graphical Interactive Finite Element Total System. GIFTS User's Reference Manual. 1987. Tucson, Arizona. U.S.

5. CONCEPTION D'UN SYSTEME DE SURVEILLANCE.

5.1 INTRODUCTION.

Dans le cadre de notre application un système de surveillance représente un ensemble de processus qui gère une série d'informations relatives au comportement et à l'état d'intégrité d'une structure particulière. C'est au travers d'un tel système d'enregistrement et d'analyse des informations qu'il est possible de surveiller le cumul de fatigue d'une structure.

Un système de surveillance adapté aux plateformes pétrolières tubulaires comprend basiquement deux processus.

-Le premier est la mesure qui consiste à détecter le phénomène physique : déformation en surface des éléments structuraux, et qui présente l'information extraite sous un format compatible avec les appareils de numérisation

-Le second, nécessaire au système de surveillance, est l'ensemble de traitement de l'information. Il comprend les tâches de traitement des enregistrements primaires des mesures selon une série d'algorithmes spécifiques à l'estimation du cumul de fatigue, la mise à jour des informations acquises, leur archivage et la présentation des informations importantes.

Ces deux systèmes ont des supports matériels différents, généralement indépendants, et comportent des différences significatives car ils

sont basés sur des techniques ayant des origines et des évolutions bien séparées.

Les supports matériel-logiciel actuellement disponibles pour des systèmes de traitement de données permettent des réalisations astucieuses et performantes. D'autre part, on n'est pas limité à une seule configuration pour un traitement donné, on peut normalement envisager plusieurs ensembles matériel-logiciel suivant les ambitions et le budget.

Dans le domaine de la mesure par contre la situation est très différente. La réussite de l'application ou du projet complet dépend souvent en grande partie de la fiabilité du système de mesure, aussi les exigences généralement imposées sur les performances du système de mesure limitent le nombre des choix à un nombre réduit de technologies disponibles dans l'industrie de la mesure, soit à quelques fabricants.

Les opportunités de développer ou d'adapter un système de mesure aux besoins spécifiques d'un projet important sont d'ailleurs réduites car la fiabilité ne peut être mesurée que par l'expérience acquise ce qui donne peu de chance aux techniques non expérimentées auparavant. Cet état est encore plus réel dans notre cas car il n'est pas envisageable d'un point de vue pratique d'intervenir ou d'entretenir des capteurs installés sous l'eau.

Du aux faits précédentes il résulte que le choix ou adaptation du système de mesure est souvent bien plus délicat que celui du support du système de traitement de l'information, ce dernier étant en pratique souvent choisi en fonction du système de mesure.

Quelques aspects de base sont à considérer pour la conception du système de mesure et de traitement. Pour le système de mesure il est nécessaire de rappeler les points suivants :

-Il doit être un système fiable à long terme. En effet il est prévu pour opérer pendant la durée de la vie utile d'une plateforme, ce qui correspond à environ 25 ans. Ce fonctionnement à long terme exige une excellente qualité technique et durabilité.

-Le système doit être développé sur la base des matériels commercialisés et avec un minimum de modifications non standards. L'utilisation d'éléments existants de technologies et matériels éprouvés dans des conditions similaires ou plus contraignantes que celles des opérations offshore renforcera la fiabilité du système.

-La mesure des déformations autour des zones critiques doit être réalisée de manière à minimiser le risque de dégradation de l'instrumentation lors des inspections ou des interventions. La méthodologie d'installation doit utiliser en conséquence des procédés qui assurent la protection adéquate du matériel de mesure et de transmission. L'endroit de fixation des capteurs doit être suffisamment éloigné des points qui requièrent un nettoyage ou une préparation des surfaces pour l'application des méthodes non destructives (MND). C'est en considération à cette remarque que le concept du système propose mesure les déformations des éléments des nœuds dans les zones suffisamment éloignées des interventions éventuelles.

-Les signaux doivent être transmis à la surface pour

enregistrement, l'intégrité des signaux à ce niveau dépendra donc de la bonne qualité des moyens de transmission. Le système de transmission doit donc délivrer un signal avec une précision et une stabilité suffisante nécessaire aux besoins de l'application.

-L'investissement en capital et les coûts d'opération associés au système de mesure doivent rester tels que la compétitivité et la faisabilité économiques du système soient assurées. Cette condition impose des limites quant au nombre de joints à instrumenter, qui devront être sélectionnés par une estimation des cumuls de fatigue lors de la conception de la structure de la plateforme.

Le développement du système de traitement est aussi soumis à certaines conditions spécifiques :

-Il doit être basé sur des matériels commercialisés avec le minimum possible d'éléments non standards voire même aucun. Dans la mesure du possible le système de traitement doit être conçu avec du matériel d'un même constructeur ou représentant, cela facilite beaucoup le développement du système, évite les problèmes de compatibilité et des difficultés de maintenance en service.

-Le traitement des informations associé doit être idéalement exécuté en temps réel, cela permet la mise à jour du cumul de fatigue conjointement avec d'autres informations d'intérêt. Le traitement en temps réel permet une surveillance directe des variables représentatives du comportement structurel. Bien que le cumul de fatigue est un processus avec des effets à long terme, la

surveillance des niveaux des déformations statiques et dynamiques, du rapport des déformations/hauteur de houle, etc. apporte une aide très appréciable sur la plateforme pour la prise des diverses décisions associées au maintien de la sécurité structurelle.

-Il est nécessaire de conserver une partie de l'information obtenue à divers stades du traitement afin de permettre des analyses de sensibilité des estimations du cumul de fatigue aux variations des différentes hypothèses associées au diagnostic. Les points intéressant à considérer sont des variations dans les courbes S-N du joint soudé et dans les facteurs de concentration des contraintes.

-Il est d'autre part important d'inclure la possibilité d'établir des corrélations entre les estimations du cumul de fatigue dans les divers noeuds avec des paramètres d'environnement et de comportement structurel. Ces corrélations ont comme objectif la détermination des valeurs de cumul partiel nécessaires pour compenser les interruptions qui pourraient intervenir dans le cas d'entretien ou de réparations du système. Quelques paramètres de base sont la hauteur et direction des vagues et, éventuellement, des accélérations sur des éléments de la structure. Ces mesures additionnelles peuvent être enregistrées dans un sous-système indépendant de manière à améliorer la fiabilité du système principal.

-Une option intéressante à considérer dans le système serait la transmission d'une certaine partie des données vers un centre spécialisé dans le suivi et le développement postérieur du

système. La transmission des données peut être faite par voie hertzienne avec liaison satellite dans le cas des plateformes non habitées ou situées dans des régions isolées (comme par exemple l'Arctique). Cette liaison ne permet le transfert que d'un nombre réduit de données, soit la même information que celle fournie à l'opérateur ou d'autres informations mais résumées. Une application de cette liaison est le diagnostic à distance de l'état du système de surveillance par des programmes de contrôle du logiciel et du matériel. Dans le cas de plateformes plus accessibles le transfert de données par voie de bandes ou disques magnétiques semble mieux adapté étant donné qu'il est alors possible de transférer une plus grande quantité des données à un moindre coût.

L'objectif du centre d'exploitation serait en principe le développement et l'amélioration progressive du système de traitement. Il doit être prévu que le développement du système ne s'arrête pas au moment de la première installation. En effet l'expérience montre que les systèmes de ce genre sont progressivement améliorés par la mise au point des versions successives incluant des méthodes de traitement des signaux et des données plus avancées ainsi que de nouvelles options pour l'utilisateur. D'autre part un tel centre serait indispensable dans le cas d'une installation de surveillance de plusieurs plateformes simultanément.

Dans ce qui suit les systèmes de mesure et traitement sont décrits. Bien que les deux systèmes doivent travailler ensemble, ils sont

développés et spécifiés séparément, ce qui permet de conserver l'indépendance nécessaire à leur adaptation aux différentes situations qui peuvent se présenter suivant les plateformes à surveiller.

5.2 SYSTEME DE MESURE.

Le système de mesure proposé est basé sur une technique spécifique de mesure des déformations à la surface des tubes formant les noeuds des plateformes de type jacket. La sélection de la technique de mesure a pris comme facteurs fondamentaux la performance et la fiabilité du système.

5.2.1 Sélection d'une technique de mesure.

Il existe dans l'industrie de nombreuses méthodes de mesure de déformation sur des surfaces métalliques. Chacune d'entre elles possède au moins un avantage pour une application donnée. La mesure des déformations en zones immergées des plateformes impose cependant un ensemble de conditions qui réduit le nombre des choix possibles :

- Une grande stabilité et fiabilité à long terme.
- Une mesure très fine, déformations de l'ordre de $1.E-06$.
- Une réponse dynamique minimale de 5 Hz.
- Une bonne tenue mécanique et électrique aux manipulations nécessaires à l'installation et à l'opération sous l'eau.

Il n'y a en fait qu'un petit groupe de capteurs remplissant ces conditions :

- Les capteurs extensométriques ohmiques (juges électriques)
- Les capteurs inductifs
- Les capteurs extensométriques à corde vibrante.

Les juges électriques ohmiques, d'application étendue pour la mesure de très petites déformations mesurent la déformation par le changement de résistance d'un fil métallique conducteur orienté suivant la direction de la mesure.

Les capteurs inductifs, mieux connus comme LVDT ("Linear Variable Differential Transformer"), mesurent le déplacement relatif par le changement de potentiel (niveau et phase) induit par la modification du champ existant entre un cylindre électromagnétisé et deux bobines passives parallèles ou opposées.

Les capteurs extensométriques à corde vibrante sont basés sur le changement de la fréquence fondamentale d'un fil tendu lorsque l'on modifie la tension. Cette corde, enserrée dans une capsule sous vide, est excitée en vibration transversale par une bobine et la fréquence propre de vibration est mesurée au travers de la même ou d'une autre bobine, selon la technique employée. La fréquence de vibration détectée par la bobine est transformée en courant ou tension transmis

à l'instrument de mesure.

La table 5 compare les caractéristiques basiques de chaque technique de mesure. La première caractéristique mentionnée dans la table est la résolution maximale type possible. On peut voir que la résolution fournie par les capteurs inductifs n'est pas suffisante. Bien qu'il existe plusieurs solutions d'amélioration, elles impliquent ou l'agrandissement de la taille du capteur pour arriver à de meilleures sensibilités (volts de sortie par rapport à un déplacement relatif) ou des mécanismes de multiplication, dont l'inconvénient est un phénomène - d'hystérésis.

La linéarité, troisième dans la table, est un point fort de toutes ces techniques, elle n'est donc pas une limitation. En suivant dans la table on trouve la réponse dynamique. Les capteurs à corde vibrante ont ici la réponse dynamique la plus basse du groupe. Cela est dû à ce que la mesure de fréquence doit être faite, pour des raisons de précision, sur un minimum de 10 périodes de vibration de la corde, entraînant une mesure retardée. Bien que les mesures dynamiques offshore n'exige que des fréquences d'échantillonnage d'environ 1 Hz et que la réponse dynamique du capteur soit suffisante, l'enregistrement séquentiel d'un nombre suffisant de signaux entraînera un déphasage important entre les premiers et les derniers signaux et nécessitera éventuellement un matériel spécial de mesure et de traitement des données.

La stabilité propre à la technique de corde vibrante, point suivant dans la table, peut être sa meilleure qualité. Cette stabilité, liée au principe de mesure du capteur, fait de cette technique la plus

	Jauge extensométrique électrique	Capteur à corde vibrante	Capteur inductif	Commentaires
Principe d'opération	Variation de résistance de maille électroconductrice orientée.	Variation de fréquence naturelle de vibration d'une corde due à l'extension des ses extrêmes.	Mesure des déplacements relatifs à travers de transformateur différentiel linéaire de noyau	
Résolution minimale	Capteur : 1 E-6 Système : 3-5 E-6	Capteur et système : 0.5 E-6	Capteur et système : 10-15 E-6 (*)	Le capteur inductif peut éventuellement résoudre jusqu'à 5 E-6 par multiplication mécanique de rapport déform. réel/mesuré.
Linéarité	0.1 à	N.A.	0.1 à 0.5 à	
Réponse dynamique	Très haute 0 à 40-100 Khz	0 à 30 Hz(*)	0 à 30-300 Hz	Cette réponse correspond à 10 periods de mesure sur 300 Hz de fréquence de vibration
Stabilité	Bonne à court terme (*)	Très bonne	Bonne	L'estabilité des mesures avec jauges électriques est très sensible aux conditions d'installation et protection. L'humidité étant très dangereuse.
Range de mesure	1 à 10000 E-6	0.5 à 2500-3000 E-06	Ajustable (*)	Ajustable selon capteur spécifique.

Table 5. Comparaison des techniques de mesure de déformation.

fiable du groupe à long terme. La transmission du signal de sortie, un point vulnérable des autres capteurs, est ici simple et fiable car les signaux de fréquence ne sont pas affectés par les facteurs externes comme changements de température, de résistance ou capacitance différentielle, d'humidité, etc. La précision est donc maintenue à n'importe quelle longueur de câblage à condition que la fréquence du signal puisse être reconnue du bruit de fond.

Dans le cas de capteurs basés sur des jauges électriques il est au contraire, très difficile de s'affranchir des conditions d'humidité (immersion): l'imperméabilisation des composants internes et externes au capteur n'est jamais parfaite et en conséquence la fiabilité à moyen et long terme n'est pas assurée. Les effets immédiats d'humidification de ce type d'instrument est la dérive du signal de sortie, jusqu'à des niveaux comparables à ceux de la mesure.

Comme dernier point on trouve l'amplitude de mesure disponible avec chaque technique. Dans le cas des capteurs à corde vibrante elle se trouve quelque peu faible, mais bien suffisante pour les déformations prévisibles, inférieures à environ $1500 \cdot E-06$.

La technique que nous retenons est donc la mesure par des capteurs à corde vibrante. Ses caractéristiques instrumentales basiques sont comparables, ou même supérieures dans certains cas aux autres techniques d'utilisation plus délicate. Elle offre en plus une fiabilité sans concurrence à long terme, l'expérience acquise dans des domaines d'application autres comme les mesures géotechniques, aux conditions sévères, démontre leur durabilité [1].

5.2.2 Mesure de déformation par capteurs à corde vibrante.

La conception cohérente et efficace d'un système de mesure et traitement des déformations par capteurs à corde vibrante requière une compréhension des principes de mesure. C'est dans cette optique qu'il a été inclus ici un bref développement de la théorie de ces capteurs.

La figure 21 montre schématiquement une corde homogène de masse totale "m", de longueur "l" et de tension initiale "T" amarrée à ces extrémités. Si l'on suppose pour l'étude des propriétés vibratoires du système que la moitié de la masse est concentrée au centre de la corde, on peut écrire la relation d'équilibre dynamique de la corde soumise aux vibrations transversales :

$$0.5 m \ddot{y} + 2 T \sin \theta = 0 \quad (5.1)$$

Pour des petites amplitudes en "y" sin θ peut être exprimé comme $y / (l/2)$, l'équation (5.1) se transforme en :

$$0.5 m \ddot{y} + 4(T/l) y = 0 \quad (5.2)$$

La pulsation propre fondamentale transversale de la corde est donnée par :

$$\omega = \sqrt{\frac{4 T}{l m}} \quad (5.3)$$

La variation de ω en fonction de petites variations $\delta l(l)$ se calcul par :

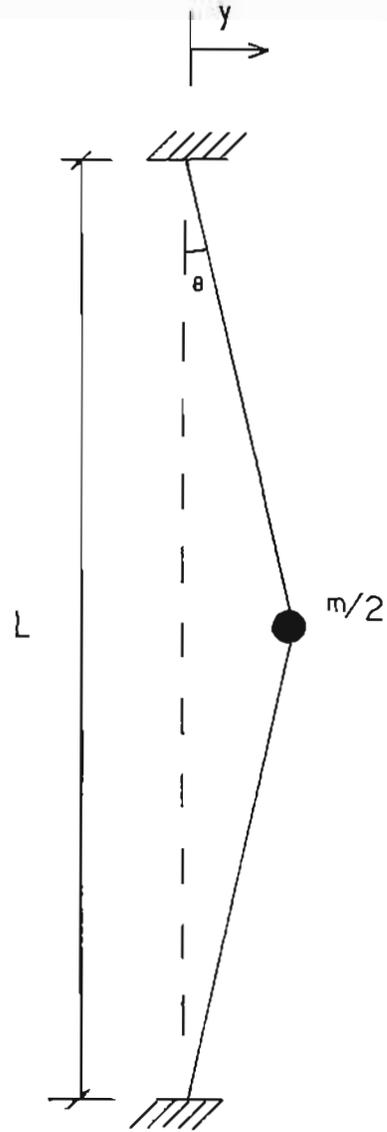


Figure 21. Modèle dynamique simplifié du capteur à corde vibrante.

$$\Delta(w) = w_f^2 - w_0^2 = (8/m) \Delta(T/l) \quad (5.4)$$

Si la corde est élastique, sa tension finale varie selon la loi de Hooke :

$$\Delta(T) = \frac{EA}{l} \Delta(l) \quad (5.5)$$

avec E : Module d'élasticité.

A : Section transversale de la corde.

d'où $\Delta(w)$ devient :

$$\Delta(w) = \frac{8}{m l} EA \Delta(l) \quad (5.6)$$

puisque $\Delta(l)$ est infiniment petit devant "l".

La sensibilité d'un instrument de mesure de déformation basé sur la fréquence de vibration d'une corde dépend donc du diamètre et de la longueur de la corde. La relation (5.6) montre que la sensibilité augmente quand la longueur diminue, à l'opposé des capteurs de déplacement relatif (comme les LVDT). Les précisions auxquelles on peut arriver avec ces instruments est de l'ordre de $0.5 \cdot 10^{-6}$. Naturellement cette précision est liée à la résolution de l'analyseur de fréquence utilisé, pour une déformation de $0.5 \cdot 10^{-6}$ une résolution

minimale de l'ordre de 0.1 Hertz est suffisante. L'intervalle de mesure, quelque peu réduit pour ces appareils, est de $2500.E-6$ à $3000.E-6$.

Les méthodes d'excitation et de mesure de fréquence de vibration de la corde sont variables.

Dans les débuts, la méthode la plus utilisée a été la mesure de la vibration libre. La corde était excitée par impulsions électromagnétiques et la fréquence propre de la corde mesurée à partir de sa vibration amortie libre à travers, dans certains cas, d'une même bobine. Cette méthode a été écartée en raison des imprécisions associées aux variations non-linéaires de la fréquence avec l'amplitude de vibration. En effet l'équation (5.2) a été obtenue en faisant l'hypothèse de petites déflexions latérales de la corde, mais quand on considère les termes non-linéaires l'expression s'écrit :

$$\omega^2 = \frac{3T}{m(l + \gamma)} \quad (5.7)$$

A partir de (5.7) on peut voir que la non-linéarité entraîne des vibrations plus lentes aux fortes amplitudes.

La méthode aujourd'hui utilisée assure une vibration en continu de la corde. Cette technique est basée sur l'entretien de la vibration par une bobine qui alimente en phase la force électromagnétique excitant la corde à chaque cycle de vibration. La corde est alors en vibration entretenue continue. Cette technique présente l'avantage d'une meilleure précision due à la constance de l'amplitude de vibration, et

éliminent les imprécisions liées à la décroissance d'amplitude. Un autre avantage de la technique d'entretien est associée à la permanence de la vibration. Par exemple, si la fréquence minimale de vibration est de 300 Hertz, et que l'on utilise 10 périodes pour la mesure, la gamme de fréquences de déformations de la structure accessibles à la mesure est de 0-15 Hertz. Comme comparaison, la technique de mesure transitoire ne permettrait pas plus de 0.3 Hertz (approx. 5 fois moins) étant donné qu'il faut compter le temps d'exécution de la mesure et le temps de repos de la corde avant réexcitation.

5.2.3 Méthode d'installation des capteurs.

L'installation des capteurs de déformation sur des éléments tubulaires comporte deux points importants : la distance d'installation au joint soudé le nombre et position des capteurs à utiliser.

La distance optimale d'installation doit assurer la mesure des valeurs nominales des forces internes sur la section sans perturbation due aux concentrations locales. Si les capteurs sont installés très proche du noeud la mesure n'est pas représentative des valeurs nominales. Par contre, une séparation excessive entraîne des imprécisions car les moments, qui sont variables sur la longueur de l'élément, seront différents de ceux qui effectivement sont appliqués à la jonction, pouvant même devenir nuls dans certaines parties des tubes arrivant au noeud étudié.

Une procédure possible serait de mesurer les déformations en des points situés sur une même génératrice du tube et d'extrapoler au niveau de la jonction soudée du noeud. Cette méthode, bien qu'elle

soit précise, est aussi coûteuse car elle multiplie le nombre des mesures nécessaires. Une autre solution moins coûteuse consiste à estimer la distance optimale de mesure pour placer les capteurs; la figure 22 montre une distribution typique de déformations aux voisinages du noeud. On peut y remarquer que le gradient de déformation décroît proportionnellement à la racine carrée du produit du rayon extérieur du tube par son épaisseur. Par exemple les distances utilisées pour la mesure des facteurs de concentration des contraintes sont respectivement 0.65 et 0.2 par la racine carrée de $(r \times t)$. A partir de ces mesures on peut extrapoler la valeur du facteur de concentration des contraintes. A une distance d'environ 3.0 fois la racine de $(r \times t)$ l'effet des contraintes locales est dissipé et les déformations pourront être prises comme les déformations nominales dans le tube. L'erreur commise dans l'approximation des valeurs nominales dans la section du tube par les valeurs de la section de mesure est négligeable car généralement les rapports de la longueur de l'élément à la distance de mesure est inférieur à 2.0 %. D'autre part il ne faut pas oublier que les effets axiaux, la force axiale étant constante sur la longueur du tube, sont toujours plus significatifs que ceux des moments, et cela pour deux raisons :

- Les structures jacket typiques soumises aux charges de houle répondent basiquement par des réactions internes axiales de ses éléments, ce sont des structures réticulées avec des éléments ayant de grands rapports longueur/diamètre.

- Les facteurs de concentration de contraintes des charges axiales sont généralement supérieurs à ceux des moments dans des noeuds

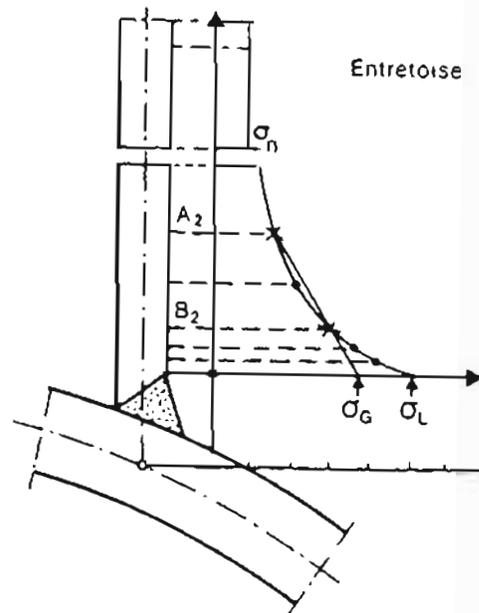
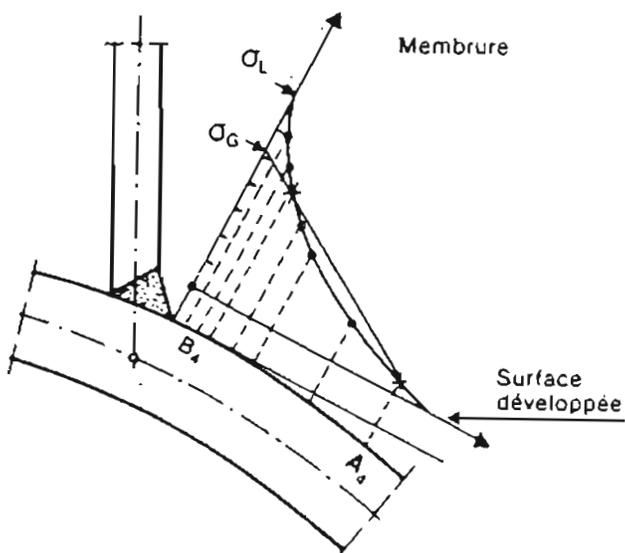
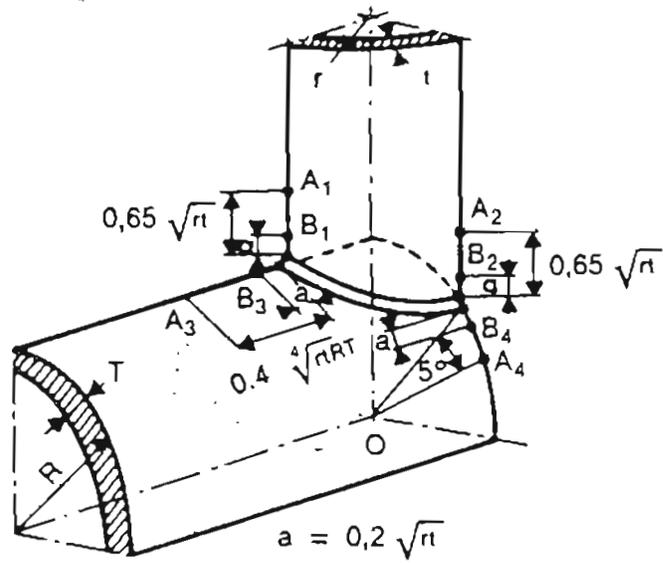


Figure 22. Déformations locales dans un élément d'un noeud soudé.

typiques des ces structures.

L'autre aspect important concernant le schéma d'installation est le nombre et la position des capteurs autour de la section des tubes. La figure 23 montre un schéma de la section transversale d'un élément soumis à l'action d'une force axiale et de deux moments dans les plans vertical (hors du plan) et transversal (dans le plan) respectivement.

Si l'on suppose, comme cela est effectivement le cas pour les structures jacket, que les effets de cisaillement et de torsion sur les déformations ne sont pas importants, l'état des déformations le long de l'élément est très proche de l'état uniaxiale. Dans ce cas les déformations dues au forces internes dans l'élément sont :

$$e = \frac{F}{T A E}, \quad e = \frac{M_{DP} r \sin \theta}{E I}, \quad e = \frac{M_{HP} r \cos \theta}{E I} \quad (5.8)$$

La déformation sur la surface extérieure de l'élément à la section considérée est donc :

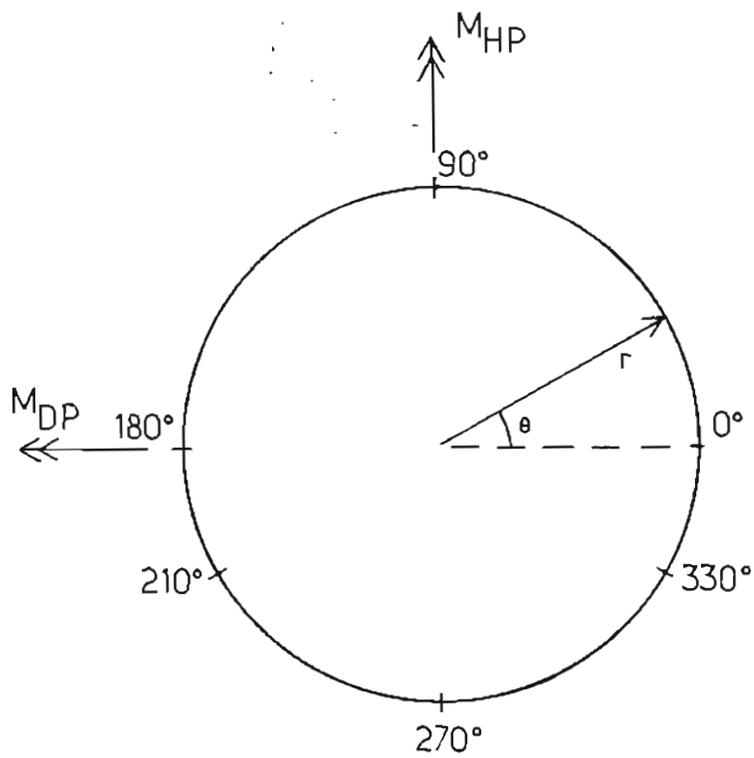


Figure 23. Section transversale d'un élément tubulaire soumis à une force axiale et à des moments perpendiculaires.

$$e(\theta) = \frac{F}{A E} + \frac{M}{D P} \frac{r \sin \theta}{E I} + \frac{M}{H P} \frac{r \cos \theta}{E I} \quad (5.9)$$

Si l'on considère d'abord une configuration de trois points de mesure séparés par 120 degrés : 90, 210 et 330 degrés respectivement; on obtient les forces internes à partir de :

$$F = \frac{A E}{3} (e(90) + e(210) + e(330))$$

$$M_{DP} = \frac{E I}{3 r} (2 e(90) - e(210) - e(330)) \quad (5.10)$$

$$M_{HP} = \frac{E I}{0.5 (3) r} (e(330) - e(210))$$

Une autre configuration souvent utilisée pour la mesure des forces internes des éléments tubulaires consiste en quatre points à 90 degrés. Dans ce schéma les forces sont obtenues par :

$$F = \frac{A E}{4} (e(0) + e(90) + e(180) + e(270))$$

$$M_{DP} = \frac{E I}{2 r} (e(90) - e(270)) \quad (5.11)$$

$$M_{HP} = \frac{E I}{2 r} (e(0) - e(180))$$

Ce schéma est normalement préféré en raison de sa simplicité : il se formule directement par rapport aux axes de référence. Le nombre des points de mesure, étant supérieur au cas précédent, il présente des désavantages du point de vue du cout, mais il est effectivement plus avantageux dans la majorité des situations car si on perd un point de mesure au cours de la vie de l'installation il est encore possible de déterminer les forces internes à partir des 3 capteurs restants. Par exemple si on ne dispose pas de mesure au point localisé à 180 degrés les forces sont obtenues par :

$$F = \frac{A E}{2} (e(90) + e(270))$$

$$M_{DP} = \frac{E I}{2 r} (e(90) - e(270)) \quad (5.12)$$

$$M_{HP} = \frac{E I}{r} (e(0) - 0.5 (e(90) - e(270)))$$

Le schéma retenu est donc de 4 points séparés par 90 degrés car il donne une meilleure précision par rapport au schéma de trois points à 120 degrés, et offre la possibilité de déterminer les forces internes

en cas de défaillance d'un point de mesure. Dans ce cas l'espacement irrégulier des points sur la section induit une certaine imprécision cependant moins grave que la perte totale des informations.

Si les procédures d'installation indiquées par le fabricant sont respectées, il est peu probable de perdre des points de mesure, en effet les statistiques de défaillance des capteurs dans des conditions sévères d'opération indiquent moins de 4 % de défaillances sur 50 ans d'opération [1].

En ce qui concerne la fixation des appareils il existe des procédures bien établies pour la pose des capteurs. La procédure type décrite ci-après est particulière aux capteurs type SC de TELEMAC [2]. Les figures 24 à 26 illustrent les trois phases normalement nécessaires à leur installation :

-Soudure de colliers de fixation avec un gabarit de référence : la soudure peut se réaliser dans le chantier de construction de la structure ou immergée dans le cas des structures en service. La taille des colliers est assez petite pour permettre leur fixation avec des électrodes de 3 à 4 mm de diamètre. Bien entendu, ce procédé de soudure ne génère pas de modifications appréciables dans les sections des tubes typiques des structures jacket.

-Installation et réglage des capteurs : Ces opérations sont effectuées après la soudure comme montré dans la figure 25. Le niveau de tension initial aura comme effet de décaler la fréquence de référence associée à l'état de déformation initial du tube. On a intérêt à régler les capteurs installés dans une même section

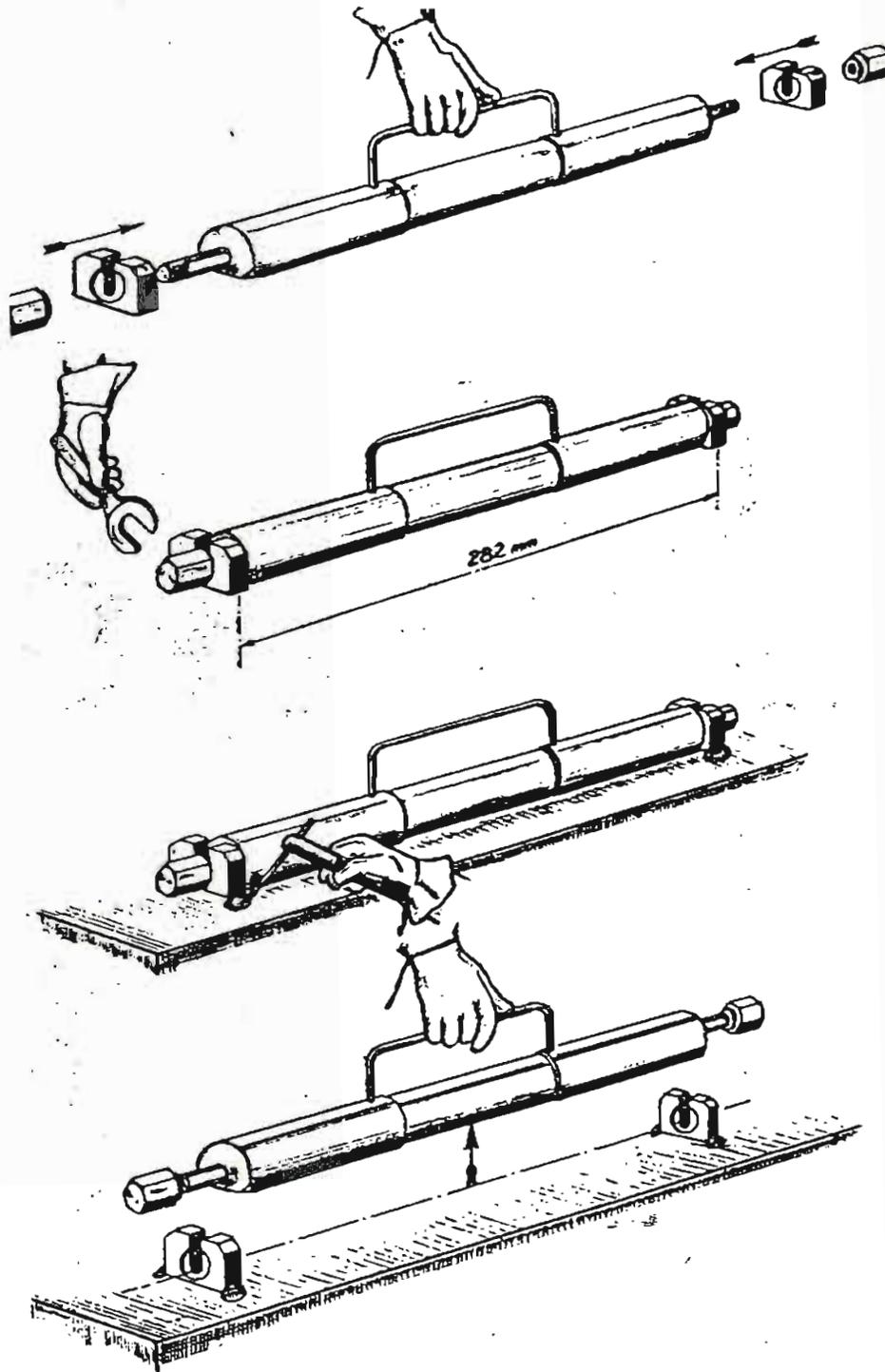


Figure 24. Méthode de fixation des capteurs à corde vibrante.

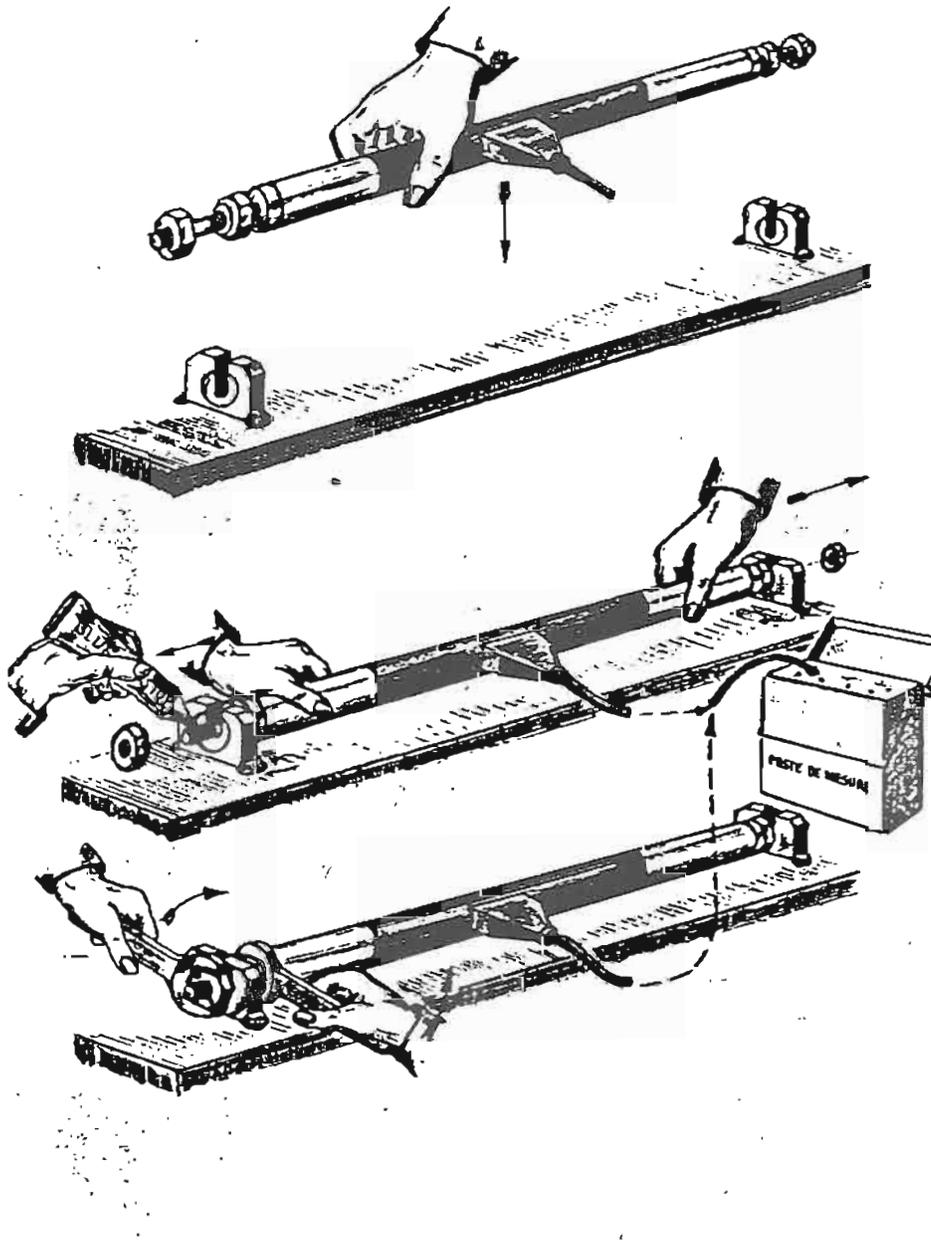


Figure 25. Méthode d'installation et réglage des capteurs

transversale d'un élément sur la même fréquence moyenne initiale. Ce réglage facilitera l'interprétation postérieure des mesures. La valeur précise de cette fréquence initiale sera établie suivant les plages de déformation maximales (compression ou traction) estimées à l'aide du modèle numérique de calcul de la structure.

-La phase finale d'installation concerne la pose du capot de protection suivant la méthode indiquée dans la figure 26, celle-ci correspondant à l'installation typique dans des conditions sèches.

5.2.4 Système de transmission à la surface.

Une partie importante de l'investissement initial du système peut être constitué par le système de transmission de signaux de l'endroit des capteurs au système d'enregistrement.

Dans le cas d'un système de mesure d'émission acoustique installé pour une courte période il a été proposé un système de transmission à distance hydro-acoustique [3] qui évite l'utilisation des câbles. Bien que ce système ait été fortement amélioré du point de vue des performances face aux interférences due à la présence des éléments tubulaires dans le chemin de transmission et qu'il présente des réductions importantes de matériau et de travail pour l'installation, il reste problématique d'emploi en raison de la nécessité de remplacer périodiquement les batteries des capteurs et transmetteurs immergés.

Pour les applications de courte durée avec des systèmes d'instrumentation portatifs la transmission hydro-acoustique est certainement un moyen idéal mais ce n'est pas le cas pour un système

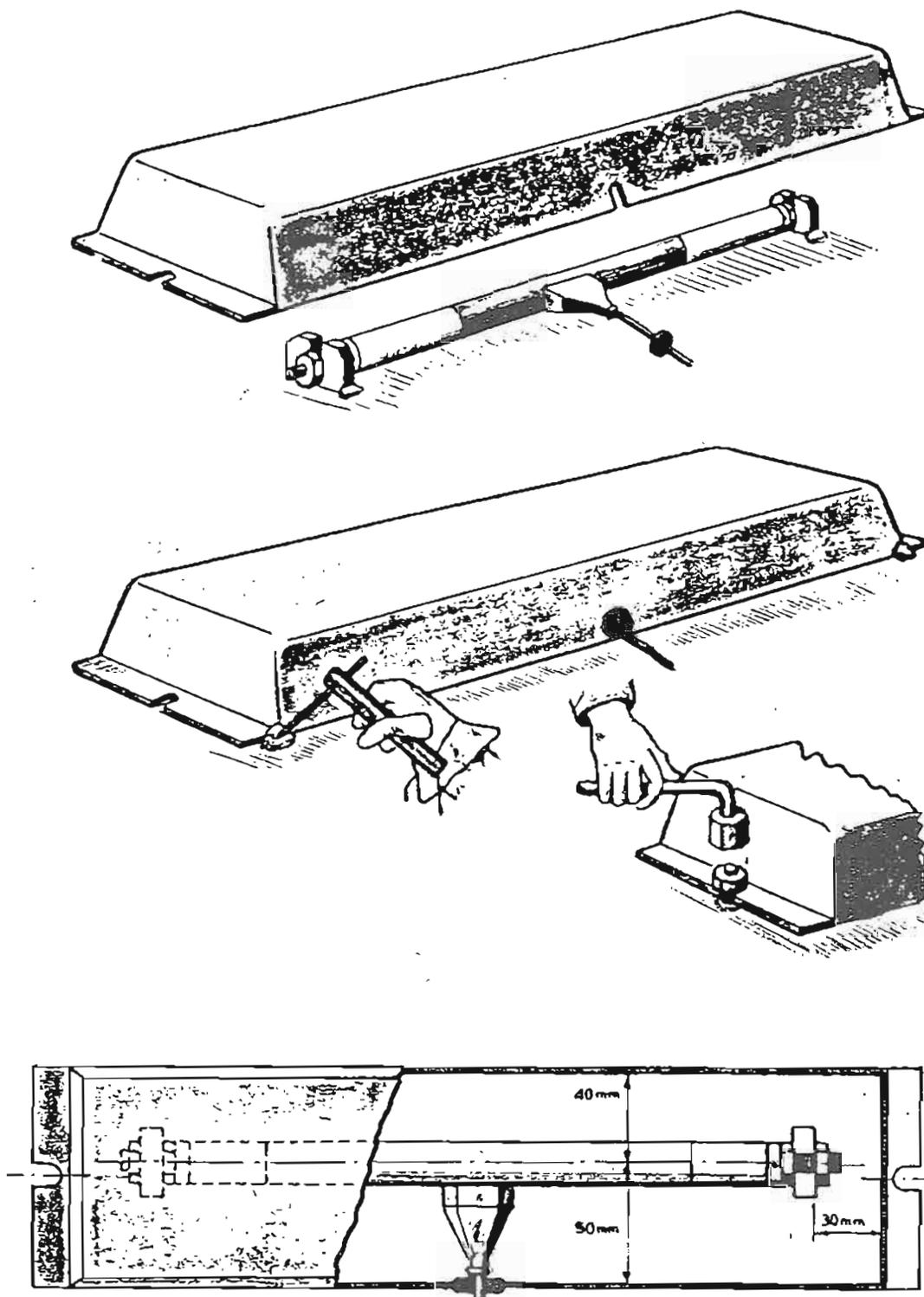


Figure 26. Installation de capot de protection des capteurs.

permanent avec un nombre de capteurs importants en raison du trop grand nombre de batteries d'alimentation alors dispersés dans la structure.

Dans ce cas l'installation câblée reste pratiquement le seul choix, aussi est-elle celle que nous avons retenue.

La transmission des signaux de fréquence de faible amplitude à travers des conducteurs immergés de grande longueur est aujourd'hui possible grâce au niveau atteint par la technologie des matériaux isolants, ainsi les gaines de Polyvinyle chlorure (PVC) de grande densité et forte épaisseur permettent des conditions de transmission "sèches" dans les conducteurs. Il reste cependant certains points délicats à vérifier :

-La protection contre les dommages mécaniques sur toute la longueur des câbles est indispensable. L'installation doit assurer une légère tension dans les câbles ce qui s'obtient par l'intermédiaire de supports espacés et une protection contre les agressions mécaniques après installation. Ce qui est réalisé le plus souvent par l'installation de capots métalliques sur les câbles.

-Les connecteurs et boîtes de jonction doivent assurer l'étanchéité à long terme. La perte d'étanchéité dans des connecteurs immergés en eau de mer est normalement due à la fragilisation prématurée des résines sous l'action de l'eau salée mais aussi hors de l'eau lorsqu'elles sont exposées à la lumière solaire. Il est aussi nécessaire, en plus d'assurer la résistance

à long terme des matériaux isolants, d'éliminer toute possibilité de mouvements cycliques des connexions.

En ce qui concerne le câblage des capteurs à corde vibrante la figure 27 montre le type de connexion requise. On peut y remarquer qu'il existe 5 conducteurs par capteur : les conducteurs d'aller et retour d'excitation, aller et retour d'écoute et un conducteur de compensation thermique. Dans le cas des installations de mesure par commutation les liaisons de groupes de capteurs du système peuvent partager un seul conducteur de retour tant pour l'excitation que pour l'écoute. Le nombre des conducteurs est alors réduit en environ 40 %. Par contre, si les capteurs sont entretenus en continu il est nécessaire de disposer de tous les conducteurs sauf pour les conducteurs de compensation thermique dans le cas des installations offshore immergées. En effet la température aux alentours d'un noeud est uniforme pour l'ensemble des capteurs et on peut se servir d'un seul signal de température pour la compensation du groupe des capteurs. Le signal de température permet de corriger l'effet de déformation apparente due aux différences des coefficients de dilatation thermique entre le matériau du capteur et celui de la structure. Dans la grande majorité des installations sur des structures en acier la correction de température reste très faible car les coefficients de dilatation sont très proches l'un de l'autre.

La disposition interne des conducteurs dans le câble doit éviter les risques d'interférence qui peuvent se produire en raison de la grande différence des niveaux de tension entre les signaux d'excitation et d'écoute (la première étant 10 fois plus grande que la deuxième). Les

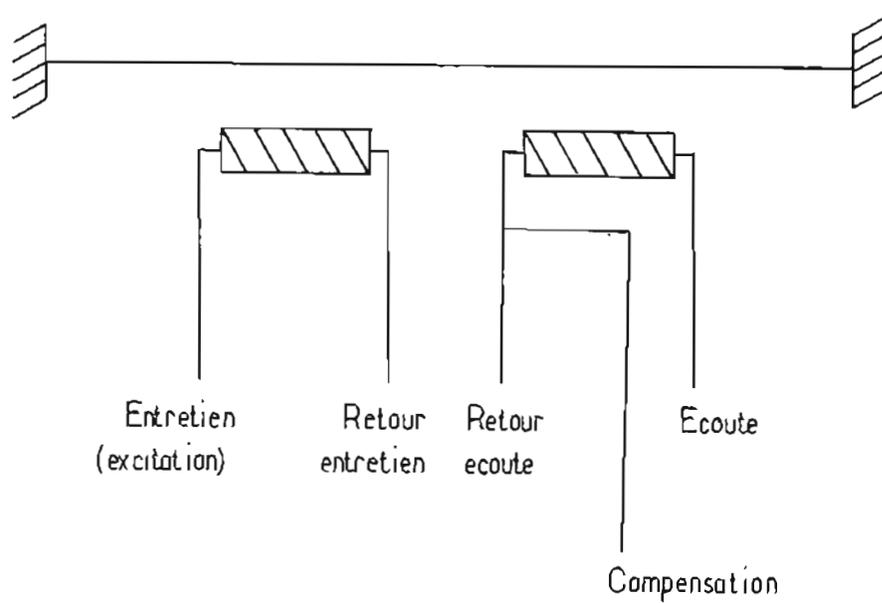


Figure 27. Schéma de connexion typique des capteurs de corde vibrante.

solutions normalement utilisées consistent à placer des paires blindées tressées pour les lignes d'excitation et d'écoute. Dans le cas de multi-conducteurs il est parfois préférable, suivant le nombre des capteurs, de séparer les conducteurs d'écoute et d'excitation par l'intermédiaire de deux anneaux métalliques concentriques tressés. Cette disposition prévient l'interférence électro-magnétique entre les deux circuits.

Un schéma de cablage pour une installation sur une plateforme est montré sur la figure 28. Le cablage des capteurs au noeud est réalisé en cables standard à 5 conducteurs non blindés, les distances étant très courtes. La boîte de jonction est de 16 à 24 entrées, suivant le nombre des capteurs, et la sortie comporte un seul cable multi-conducteur de 68 à 100 conducteurs, y compris le signal de température. Suivant la proximité des autres noeuds et la distance du site de mesure à la surface il pourra être justifié une autre boîte de jonction réunissant deux ou plusieurs cables multi-conducteurs. L'étanchéité est réalisée par des presse-étoupes pour les entrées et les sorties, la figure 29 montre un schéma de l'aspect extérieur d'une boîte de jonction.

Normalement le type de cable à utiliser pour cette application est obtenue sur demande spéciale. Il existe plusieurs fournisseurs de tels cables marins ayant des références sérieuses.

Le cout des travaux de cablage dépend du groupement efficace des lignes de transmission dans les multi-conducteurs à travers les connecteurs. Evidemment, les chemins de transmission varient suivant le type de plateforme et la localisation des noeuds à instrumenter.

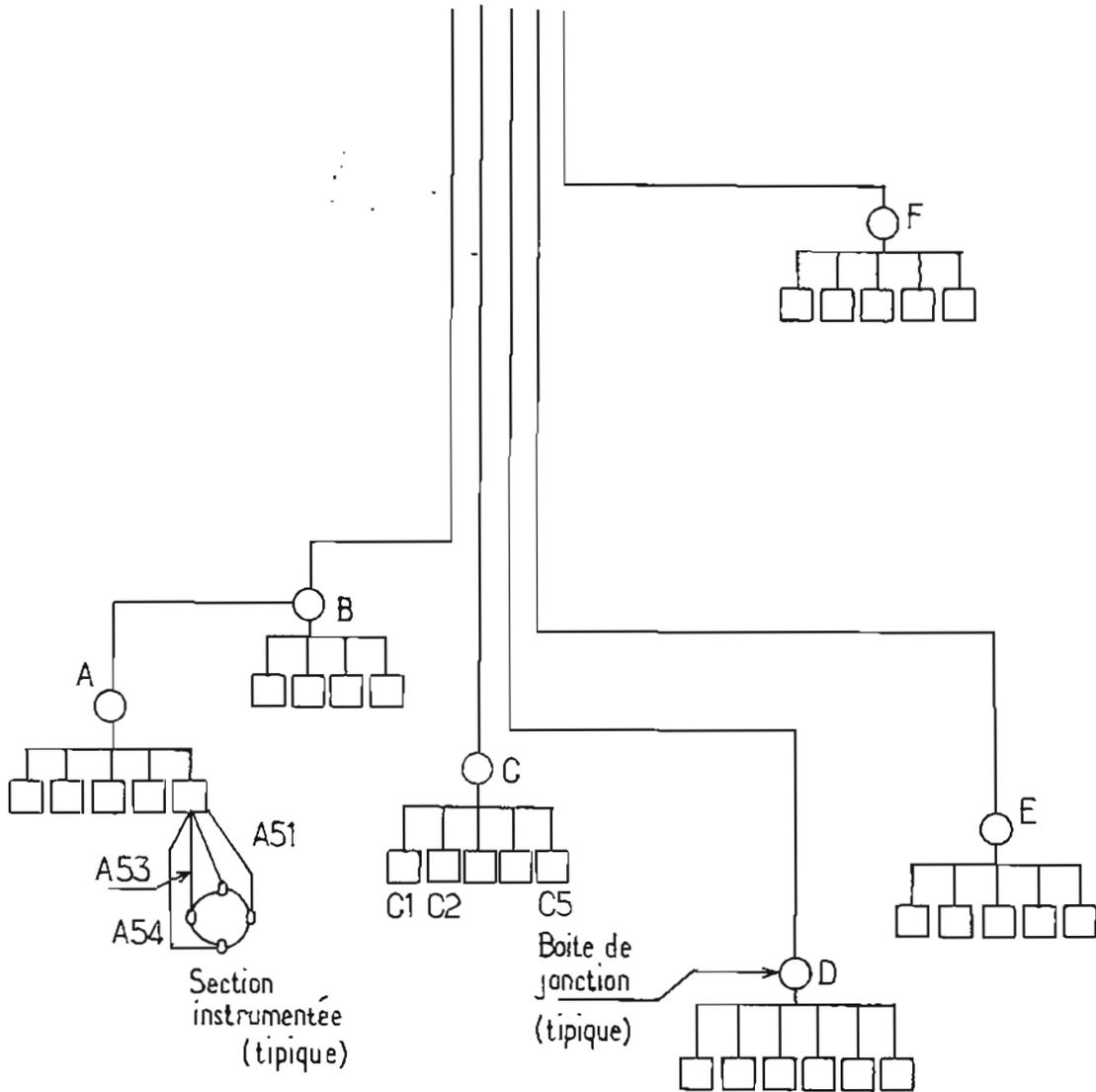


Figure 28. Schéma de câblage typique d'un groupe de capteurs.

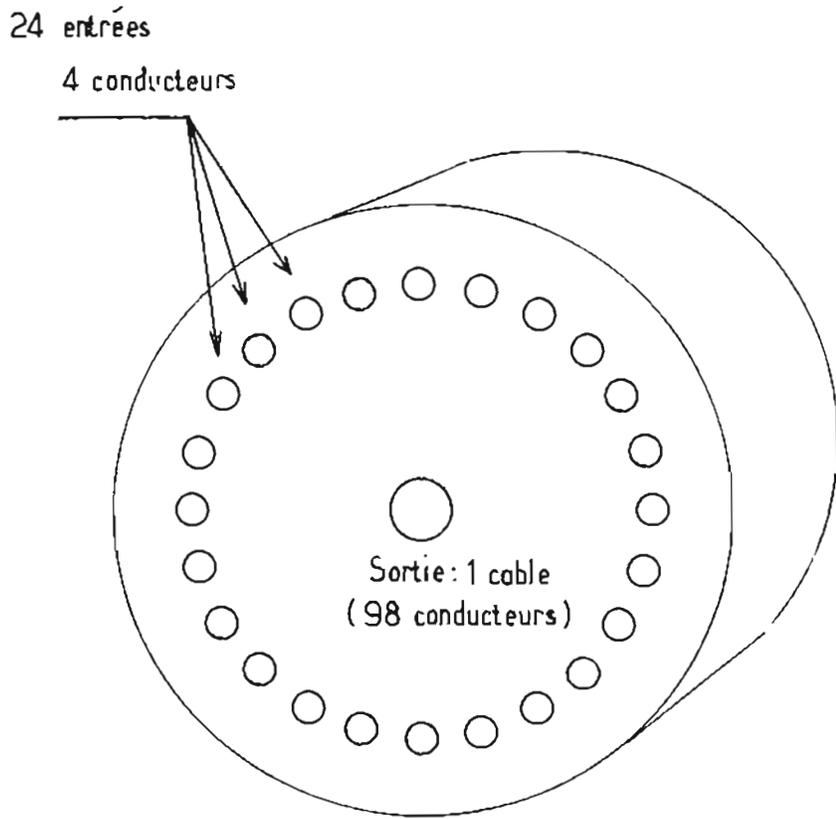


Figure 29. Aspect extérieur d'une boîte de jonction.

Une configuration de câblage possible peut s'établir en suivant les lignes du système de protection cathodique par courant imposé lorsqu'il existe puisque les protections comprennent normalement les noeuds importants de la structure.

Un autre aspect important à souligner concerne l'arrangement local des câbles au niveau des noeuds. Afin de ne pas interférer avec les opérations d'inspection il est recommandé de disposer les câbles localement de manière à pouvoir les déplacer provisoirement lors des travaux éventuels d'inspection visuelle ou MND des noeuds. Une disposition possible est de prévoir une longueur appropriée de câble additionnel à chaque traversée d'une soudure de manière à pouvoir travailler sur la surface du noeud sans difficulté.

5.2.5 Système de conditionnement des signaux.

Le système de conditionnement des signaux assure la qualité, la stabilité et la précision de la mesure effectuée à partir du capteur concerné jusqu'au niveau du système d'enregistrement. Dans le cas des capteurs à corde vibrante le rôle du système est quelque peu différent car il doit assurer le conditionnement du signal et l'excitation du capteur simultanément. La figure 30 montre un schéma fonctionnel du système de conditionnement-écoute. Dans le capteur il existe deux bobines, l'une est la bobine d'écoute liée au circuit de conditionnement, l'autre est la bobine d'excitation qui reçoit le signal amplifié de la bobine d'écoute et génère une force électromagnétique sur la corde en synchronisme avec la vibration. On peut voir que les composants de conditionnement proprement dits sont logés séparés des capteurs, la raison étant que dans la majorité des

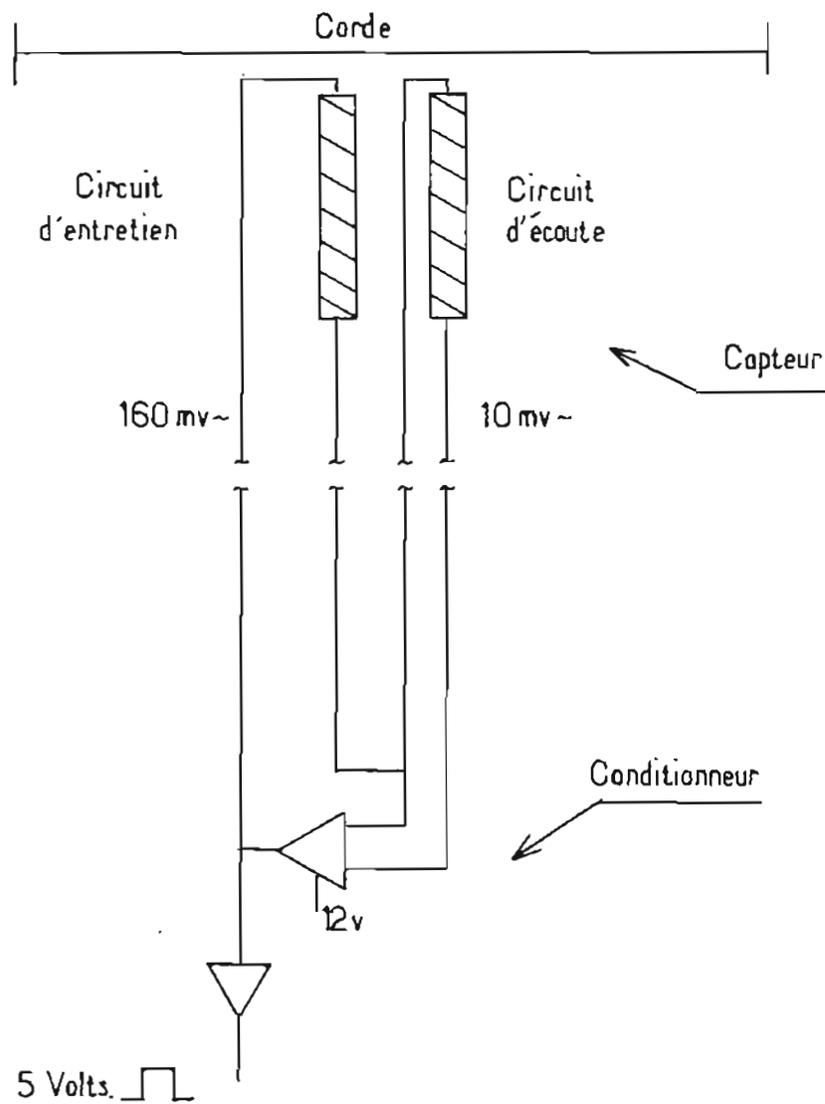


Figure 30. Schéma fonctionnel du système de conditionnement/entretien des capteurs de corde vibrante.

cas un seul circuit de conditionnement est partagé par plusieurs capteurs par l'intermédiaire d'un commutateur, en particulier dans le cas des mesures statiques.

D'autre part, il résulte qu'un capteur sans composants électroniques est toujours plus fiable face aux manipulations nécessaires à l'installation et aux besoins d'opération.

Ainsi qu'il est indiqué dans le paragraphe 5.2.1 il est nécessaire d'enregistrer au moins une fois par seconde la déformation à chaque point de mesure ce qui impose d'allouer un circuit d'excitation-conditionnement à chaque capteur. Le partage d'un circuit par commutation entre plusieurs capteurs entraîne des retards de mesure inacceptables.

Les circuits excitation-conditionnement disponibles dans l'industrie présentent le signal de sortie sous deux formes : tension analogique ou fréquence (signal carré ou sinusoïdal). Pour des systèmes de numérisation il est plus facile de traiter les signaux en tension, les convertisseurs analogique-numérique sont très répandus, peu coûteux et faciles à programmer. Par contre ils présentent l'inconvénient de nécessiter un stade intermédiaire de conversion fréquence-tension, ce qui entraîne une imprécision supplémentaire indésirable puisqu'il faut de toute façon ensuite numériser le signal. La numérisation directe du signal de fréquence est aussi possible par des compteurs de fréquence mais qui sont extérieurs au système de conditionnement. Les systèmes sont décrits dans ce qui suit.

5.3.1 Numérisation des signaux

La numérisation des signaux en fréquence est effectuée par une technique de comptage des passages par un niveau donné en croissant ou en décroissant. La vitesse de numérisation est dans ce cas limitée par le nombre des cycles de comptage nécessaires pour obtenir la précision désirée. Un des appareils de numérisation des signaux en fréquence qui s'adapte bien à l'application proposée est le système d'acquisition des données et de contrôle des processus Hewlett-Packard (HP) 38525. Cet appareil est modulable (les fonctions de contrôle pouvant être supprimées). Il comporte plusieurs circuits enfichables dont l'un d'entre eux est le compteur-totaliseur 5 voies HP-44715A. Ce module permet un comptage des fréquences en utilisant simultanément 4 entrées, la cinquième étant réservée comme base de temps. La figure 31 montre une vue en plan de la carte du circuit compteur et, en bas, une disposition proposée pour la numérisation de 120 voies. Il s'agit de l'utilisation combinée de deux compteurs connectés aux 5 modules multiplexeurs à 20 voies (HP-44705A). Ces modules sont connectés à travers un bus analogique propre au tiroir qui loge les modules indiqués. Les modules eux-mêmes opèrent sous la commande d'un bus digital parallèle HP-IB (bus IEE-488 avec des extensions propres HP) programmable en mode local ou à travers un ordinateur. On a assigné, par moyen de programmation, des blocs de 30 canaux, partagés entre les modules multiplexeurs à chaque entrée des modules compteurs. Ceci permet de numériser les fréquences des 30 signaux sur chaque entrée des compteurs. Ce schéma suit un principe de numérisation parallèle qui permet des vitesses de numérisation élevées sur l'ensemble des

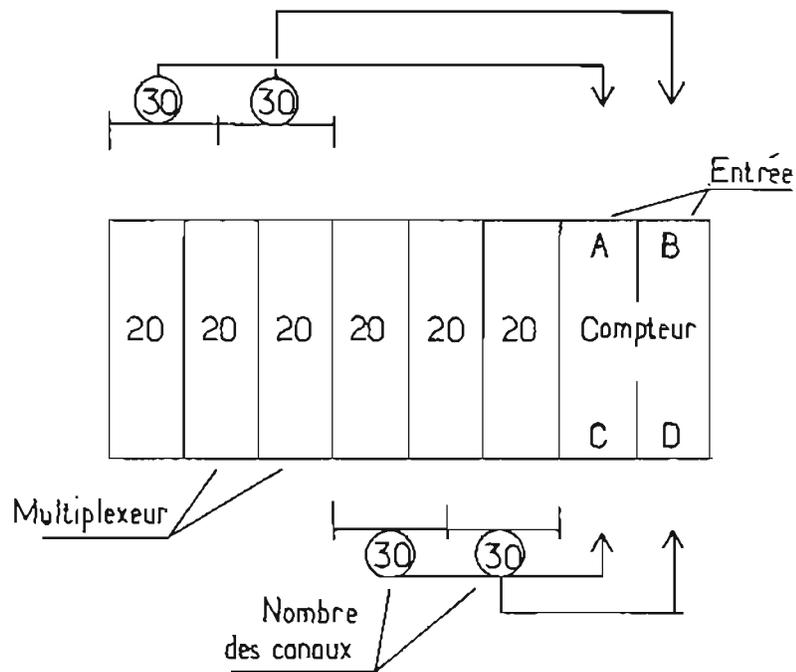
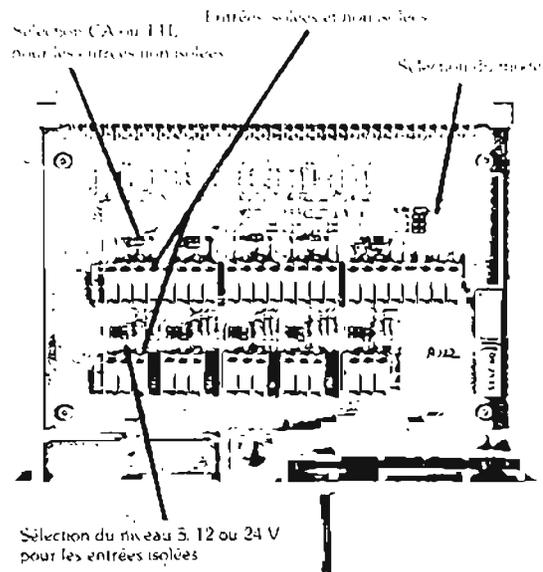


Figure 31. Configuration de base du système d'acquisition des données.

signaux.

Etant donné que la vitesse de numérisation individuelle de chaque signal est limitée par le nombre des périodes à moyenner, la numérisation en parallèle des signaux est la seule solution possible pour atteindre les vitesses de numérisation requises sur chaque signal de déformation : 1 lecture par seconde.

Dans le schéma proposé, si l'on tient compte que la plage des fréquences typiques des appareils de mesure est entre 300 et 1200 Hz, il est possible de numériser jusqu'à 30 signaux par seconde sur chaque entrée du compteur car 30 ms sont nécessaires au maximum pour calculer la période moyenne de chaque signal ($30 \times 30 = 900$), et on estime qu'il faut 100 ms pour commuter les signaux et pour exécuter les commandes au niveau des processeurs central et local.

Il est important de remarquer ici qu'une configuration dans laquelle on mesure les fréquences pour un noeud de manière séquentielle à chaque entrée des compteurs n'est pas forcément la solution optimale. La faible vitesse de numérisation, due au nombre des périodes à moyenner dans chaque signal, entraîne un déphasage relatif entre les valeurs numérisées des signaux. Par exemple, si l'on considère un noeud avec 20 capteurs distribués entre les éléments le composant, il y aura un déphasage de $20 \times 30 \text{ ms} = 0.6 \text{ s}$ entre la première et la dernière mesure si les signaux sont assignés à la même entrée d'un compteur de fréquence donné. Par contre si l'on organise la numérisation de manière à distribuer les signaux correspondants à un même noeud entre des entrées différentes, par exemple, 5 noeuds à 20 signaux sont distribués en groupes de 4 signaux sur 5 entrées, on

n'aurait plus alors qu'un retard maximum d'environ $4 \times 30 \text{ ms} = 0.12 \text{ s}$. En effet chaque entrée des compteurs peut être considérée comme une porte de numérisation qui agit de manière parallèle étant donné la très grande différence entre le temps de comptage de fréquence et de numérisation effective des signaux.

Un retard de 0.12 s entre les déformations appartenant à un élément peut induire des erreurs dans les amplitudes des forces de 0.2 % à 3 % selon les calculs effectués avec le modèle utilisé dans l'annexe A. Si l'on veut minimiser l'erreur, qui n'est pas négligeable, on devra - augmenter le nombre de portes de numérisation par rapport au nombre des signaux présents. Par exemple une erreur maximum inférieure à 1 % sera obtenue avec un déphasage maximum de mesure d'environ 40 ms. Cela peut s'obtenir si on numérise chaque signal appartenant à un noeud au moyen des différentes entrées des compteurs, par exemple, avec 5 noeuds à 20 capteurs, il faut disposer de 20 entrées, ce qui fait 5 compteurs de fréquence.

La figure 32 montre un schéma pour une telle distribution. L'indice utilisé pour la numérotation des signaux comporte une lettre et deux chiffres. La lettre est l'indicateur du noeud, le chiffre de poids fort est l'indicateur d'élément et le chiffre de poids faible l'indicateur du capteur, ce dernier variant de 1 à 4.

-----> Retard de numérisation négligeable----->

ENTREE->	COMPTEUR 1				COMPTEUR 2				COMPTEUR 3				COMPTEUR 4				COMPTEUR 5			
	1A	1B	1C	1D	2A	2B	2C	2D	3A	3B	3C	3D	4A	4B	4C	4D	5A	5B	5C	5D
Retard de numérisation (ms)
0	a11	a21	a31	a41	a21	a22	a23	a24	a31	a32	a33	a34	a41	a42	a43	a44	a51	a52	a53	a54
30	b11	b21	b31	b41	b21	b22	b23	b24	b31	b32	b33	b34	b41	b42	b43	b44	b51	b52	b53	b54
60	c11	c21	c31	c41	c21	c22	c23	c24	c31	c32	c33	c34	c41	c42	c43	c44	c51	c52	c53	c54
90	d11	d21	d31	d41	d21	d22	d23	d24	d31	d32	d33	d34	d41	d42	d43	d44	d51	d52	d53	d54
120	e11	e21	e31	e41	e21	e22	e23	e24	e31	e32	e33	e34	e41	e42	e43	e44	e51	e52	e53	e54

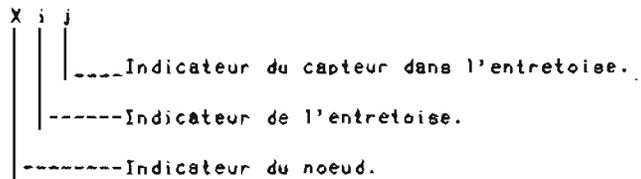


Figure 32. Séquence de numérisation proposée pour un retard minimum

5.3.2 Détermination des déformations et forces internes.

Le processus suivant la numérisation des signaux correspond à l'évaluation des déformations correspondant à chaque point de mesure. La relation précise entre la déformation et la fréquence est donnée par le fabricant des capteurs utilisés. Une expression, correspondant au capteur SC-5 de TELEMAT [2], bien adapté à la mesure proposée, est fournie par :

$$\frac{\Delta(L)}{L} = 625 \cdot 10^5 \cdot K \left(N_0^2 - N^2 \right) \quad (5.13)$$

où :

$\frac{\Delta(L)}{L}$: Déformation relative
en microns par mètre.

N_0 : Fréquence initiale de la corde (Hz)

N : Fréquence mesurée (Hz).

K : Coefficient extensométrique ($K = 0.2$)

Les forces sur chaque élément seront calculés en appliquant les formules (5.11) correspondant à une configuration de 4 capteurs séparés par 90 degrés.

5.4 SYSTEME DE CALCUL DU CUMUL DE FATIGUE.

5.4.1 Méthode de calcul du cumul.

Une des fonctions les plus importantes dans la conception est la réalisation du système de surveillance et le développement du système de calcul du cumul de fatigue. Ce système comporte l'ensemble des algorithmes et procédures nécessaires au calcul du cumul de fatigue à partir des valeurs des déformations nominales mesurées sur chaque élément instrumenté. La figure 33 montre un schéma fonctionnel des opérations principales du système de calcul du cumul. Le système utilise d'abord des modèles ELFI des joints surveillés. A partir des ces modèles on détermine les matrices de coefficients d'influence des forces internes sur les contraintes locales pour chaque liaison soudée. Avec ces matrices et les forces calculées à partir des mesures on obtient les contraintes associées aux zones critiques identifiées dans chaque liaison soudée de chaque noeud et pour chaque instant considéré dans la séquence de mesure.

Les historiques des contraintes établis par les calculs effectués représentent des fonctions cycliques irrégulières dont l'histogramme des cycles individuels nécessaire à l'estimation de la fatigue se détermine à l'aide d'une méthode de comptage. Le nombre et l'amplitude des cycles individuels calculés selon cette méthode sont utilisés dans une procédure de cumul linéaire par application de la règle de Miner.

La somme de Miner mesurant le cumul de fatigue est calculée comme la somme des endommagements partiels correspondant aux rapports du nombre des cycles comptés pour chaque amplitude de contrainte sélectionnée

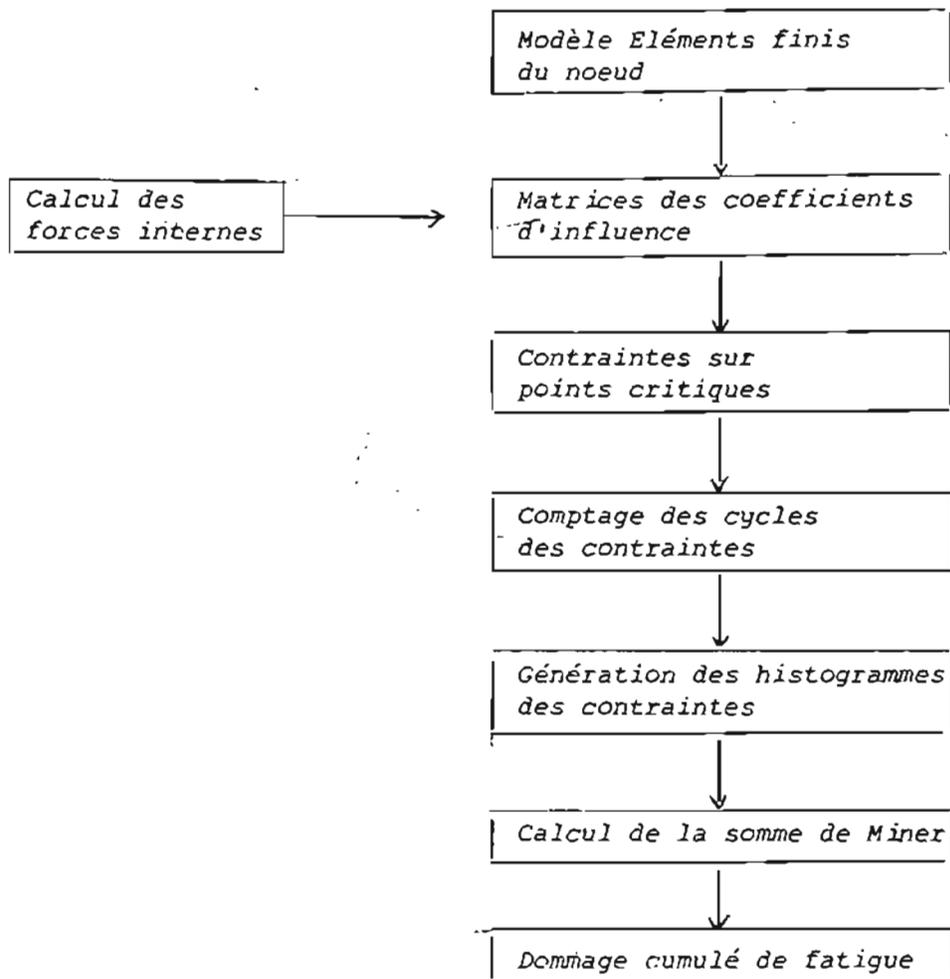


Figure 33. Fonctions de base du système de calcul du cumul

dans le système au nombre des cycles fourni par la courbe S-N. Dans ce qui suit les diverses étapes de la méthode de calcul sont développées.

5.4.2 Calcul des matrices des coefficients d'influence pour un noeud.

Les matrices des coefficients d'influence sont établies par un calcul des contraintes locales dans des zones sélectionnées des joints soudés pour des valeurs unitaires des charges correspondant aux divers modes de chargement des éléments. C'est à partir des modèles éléments finis développés pour les noeuds et décrits en détail dans 4.2, que les zones ou éléments critiques sont identifiés puis les matrices des coefficients d'influence calculées.

Il existe 3 contraintes locales S_{xx} , S_{yy} et T_{xy} pour chaque élément et cas de chargement. La matrice d'influence $\| | S_i | |$ correspondante à "n" éléments a la forme :

$$\| | S_i | | = \left\langle \begin{array}{cccc} 1 & i & 2 & i & \dots & n & i \\ S & & S & & \dots & S & \\ & xx & & xx & & & xx \\ 1 & i & 2 & i & \dots & n & i \\ S & & S & & \dots & S & \\ & yy & & yy & & & yy \\ 1 & i & 2 & i & \dots & n & i \\ T & & T & & \dots & T & \\ & xy & & xy & & & xy \end{array} \right\rangle \quad (5.14)$$

où les pré-indices indiquent l'élément et le post-indices (i) le cas

de chargement. Les matrices des contraintes globales dues au "m" cas de chargements simultanés sur le joint se calcule par (4.5) soit :

$$\| \| S \| \| = \sum_{i=1}^m F_i \| \| S_i \| \| \quad (5.15)$$

- où F_i représente l'amplitude de la force interne calculée à partir des mesures dans chaque élément entretoise formant le noeud. Il y aura autant de matrice $\| \| S \| \|$ à calculer que de noeuds instrumentés. Suivant le noeud spécifique elles seront appelées $\| \| S_a \| \|$, $\| \| S_b \| \|$, etc...

La longueur des matrices $\| \| S_x \| \|$, $x = a, b, c, \dots$ est variable selon le nombre des zones critiques identifiés sur le noeud. Une zone ou élément de calcul ELFI est caractérisé en cumul de fatigue par sa valeur FCC RMS, ce paramètre étant la racine carrée de la somme des carrés des FCC correspondants à chaque cas de charge. Ces valeurs FCC RMS sont proposées comme indicateurs de risque de fatigue dans les joints soudés des noeuds soumis à chargements complexes aléatoires. La table 2 montre un exemple de jeux de valeurs pour le joint en K étudié avec 6 cas de chargement.

Il apparait qu'un nombre de 6 à 8 éléments par soudure représente l'optimum pour la surveillance recherchée. Cela conduit à une matrice $\| \| S \| \|$ de taille (3 x 40) pour un noeud de 5 entretoises et 8

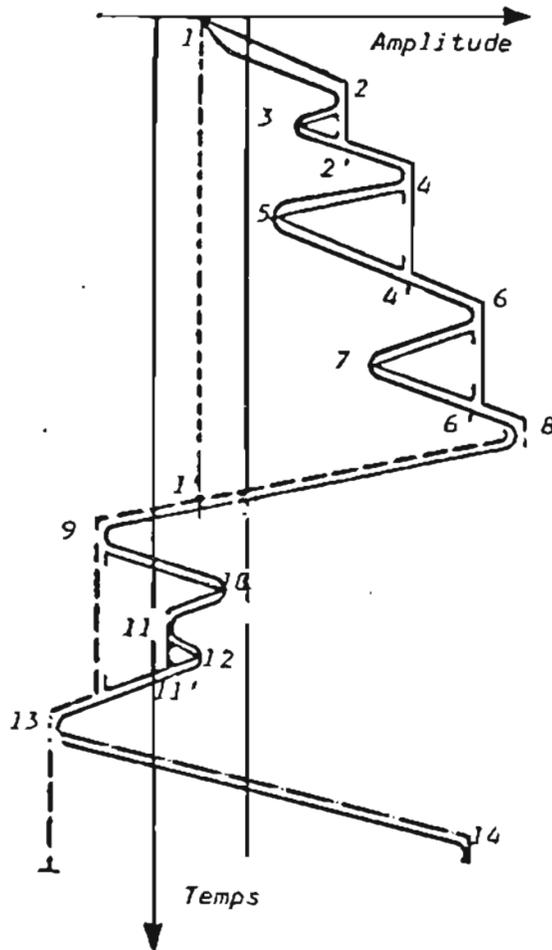
éléments par soudure, taille tout à fait acceptable pour les moyens de calcul à notre disposition.

5.3.4 Comptage des cycles dans les éléments d'un noeud.

La procédure de comptage des cycles consiste à dénombrer les cycles (amplitude et nombre) à partir de l'historique des contraintes dans le but d'établir des histogrammes d'amplitude cumulatifs pour chaque élément sélectionné. Il existe dans la littérature plusieurs méthodes de comptage des cycles adaptées au cas de l'estimation du dommage de fatigue. Ces méthodes associent les cycles des déformation avec une boucle d'hystérésis de contrainte-déformation qui dissipe l'énergie responsable du dommage de fatigue. Entre les diverses méthodes existantes, les plus utilisées sont les méthodes de comptage des extrema, comptage des dépassements d'un niveau, comptage des paires amplitude-moyenne et comptage des amplitudes en cascade. La réf. [4] contient une révision de ces méthodes.

La communauté scientifique est aujourd'hui d'accord pour considérer la méthode de comptage des amplitudes en cascade, méthode dite de "rainflow", proposée originalement par Matsuishi et Endo [3] comme la plus appropriée pour le calcul de dommage de fatigue à grand nombre de cycles. La figure 34 montre un schéma fonctionnel de la méthode de comptage de "rainflow": l'historique des contraintes (ou déformations) est représenté verticalement pour une meilleure compréhension. Son application est basée sur deux règles fondamentales :

- 1- Quand la contrainte (ou déformation) arrive à une valeur où la



Résultats du comptage :

Demi-cycle	Cycle complet
1 - 8	2 - 3 - 2'
13 - 14	4 - 5 - 4'
8 - 13	6 - 7 - 6'
	9 - 10 - 9'
	11 - 12 - 11'

Figure 34. Schéma de base de la méthode de comptage de pairs d'étendue en cascade (méthode de "rainflow").

direction de la variation s'inverse, on ferme une boucle d'hystérésis de contrainte-déformation et le chemin de la contrainte au delà de ce point reste le même que si la direction de la variation n'avait pas été inversée.

2- Quand une boucle de contrainte (ou déformation) a été fermée, elle n'affecte pas le comportement futur. Cette règle permet de considérer toutes les boucles comme indépendantes quant à leur effets sur le cumul de fatigue.

- Ces règles imposent des conditions quelque peu complexes pour l'algorithmique car il faut garder en mémoire les demi-cycles non fermés pendant le comptage. Il existe diverses propositions numériques de l'algorithme de comptage. Les premières développées se sont révélées quelque peu inefficaces en raison de la complexité structurelle imposée par l'algorithme entraînant une grande consommation de mémoire, aussi elles ont été remplacées par des versions améliorées. Wetzel [5] a proposé un algorithme basé sur la reconnaissance des formes qui permet des simplifications significatives.

Récemment Rychlik [6] a proposé une définition équivalente de la méthode de "rainflow" qui permet un algorithme entièrement formulé sous forme analytique. Cet algorithme utilise une correspondance explicite en associant à chaque valeur maximum de la fonction de contrainte (ou déformation) l'amplitude correspondante d'un cycle fermé. Le problème de cette version est qu'elle ne permet pas le découpage des historiques temporels pour la réalisation du comptage, ce qui entraîne des difficultés importantes dans le cas d'historiques

très longs. Il est en effet nécessaire de connaître la fonction entière de la déformation (ou contrainte) avant de pouvoir effectuer le comptage.

Une autre amélioration de la méthode de comptage de "rainflow" a été proposée par Glinka and Kam [7], particulièrement adaptée au traitement des historiques de très longue durée car il permet de découper les historiques en blocs de taille adaptée aux capacités du système de traitement. La figure 35 donne le programme en FORTRAN 77 de l'algorithme correspondant et qui sera retenu pour notre application.

5.4.4 Histogrammes des contraintes au niveau d'un noeud.

C'est au stade suivant le comptage et le classement des cycles que se produit une réduction significative des données : les historiques des contraintes de chaque point critique sont transformés en histogrammes ne contenant plus que l'information nombre de cycles et amplitudes. L'information de séquence temporelle est éliminée, n'étant pas nécessaire à l'estimation du cumul de fatigue selon une loi linéaire de cumul.

La génération des histogrammes cumulatifs de charges correspondant au niveau des points chauds, suivant le schéma de la figure 33, consiste à classer les amplitudes des cycles selon des niveaux pré-établis. Une précision suffisante s'obtient avec 25 niveaux d'amplitude, chacun d'eux ayant une plage de 4 % de l'intervalle total. L'amplitude maximale possible ainsi définie est aux environs de 75 % de la limite élastique du matériau, soit 235 N/mm^2 pour des aciers ayant un $R_e =$

```

PROGRAM RAINFLOW—COUNTING
DIMENSION S(4001)
READ(5,*)NSTART,NEND,NR
NOP=NEND-NSTART+1
NP=NSTART
I=NSTART
II=NSTART+NR-1
IF(II.GT.NEND) II=NEND
K=1
100 OPEN(UNIT=10,FILE='LOAD.SPL',ACCESS='DIRECT',RECL=1,TYPE='OLD')
IREC=1
110 READ(10,IREC)S(K)
IF (IREC.LT.II) THEN
    IREC=IREC+1
    K=K+1
    GOTO 110
ENDIF
CLOSE(UNIT=10)
IF (I.EQ.NSTART) THEN
120 DO J1=NR,1,-1
    S(J1+1)S(J1)
    END DO
    NR=NR+1
    NP=NSTART-1
C
130 S(1)=0.
ENDIF
NI=1
N=4
140 IF((N-NI).LT.3) GOTO 180
IF(II.EQ.NEND.AND.N.EQ.K) THEN
150 S(N-1)=S(N-3)
    N=N-1
    GOTO 140
160 S(N)=S(N-2)
ENDIF
170 IF(ABS(S(N)-S(N-1)).GE.ABS(S(N-1)-S(N-2))) GOTO 190
180 N=N+1
IF(NP+N-1).GT.II) THEN
190 DS=ABS(S(N-1)-S(N-2))
    SM=(S(N-1)+S(N-2))/2.
    WRITE(6,1000)DS,SM
1000 FORMAT(5X,'Stress range =',F10.5,' Mean Stress =',F10.5)
    NI=NI+2
    DO 200 L=1,N-NI
        S(N-1)=S(N-2-L)
200 CONTINUE
    GOTO 140
210 IF(II.GE.NEND) GOTO 230
DO 220 J=1,N-NI-1
    S(J+1)=S(NI+J)
220 CONTINUE
    NP=NP+NI-1
    I=II+1
    II=II+NI-1
    IF(II.GT.NEND) II=NEND
    K=NR-NI+2
    GOTO 100
230 CONTINUE
STOP
END

```

Figure 35. Liste d'instructions du program de comptage des cycles par la méthode de paires d'étendue en cascade.

5.4.5 Cumul de fatigue par noeud.

La phase finale, comme montré dans la figure 33 concerne le calcul du cumul de fatigue. Ce calcul s'effectue à partir de la courbe S-N du matériau, la courbe S-N de référence spécifiée par l'ARSEM (figure 15) à défaut d'autres informations plus précises et justifiées. Le cumul de fatigue se calcule ensuite par la somme de Miner (2.3) :

$$D = \sum_{i=1}^P d(i) = \sum_{i=1}^P \frac{n(i)}{N(i)} \quad (5.16)$$

où $n(i)$ représente le nombre des cycles correspondant au niveau "i" de l'histogramme et $N(i)$ le nombre des cycles à la ruine pour le même niveau obtenu par la courbe S-N, "P" étant le nombre des paliers utilisés dans l'histogramme.

La figure 36 résume les phases du processus de traitement, comprenant les systèmes de calcul des forces internes et le système de calcul du cumul de fatigue. Les expressions ou procédures utilisées pour chaque tâche à accomplir y sont indiquées. Le traitement en temps réel est effectué à partir de la numérisation des fréquences jusqu'au calcul des historiques des contraintes aux points chauds. Le reste du calcul

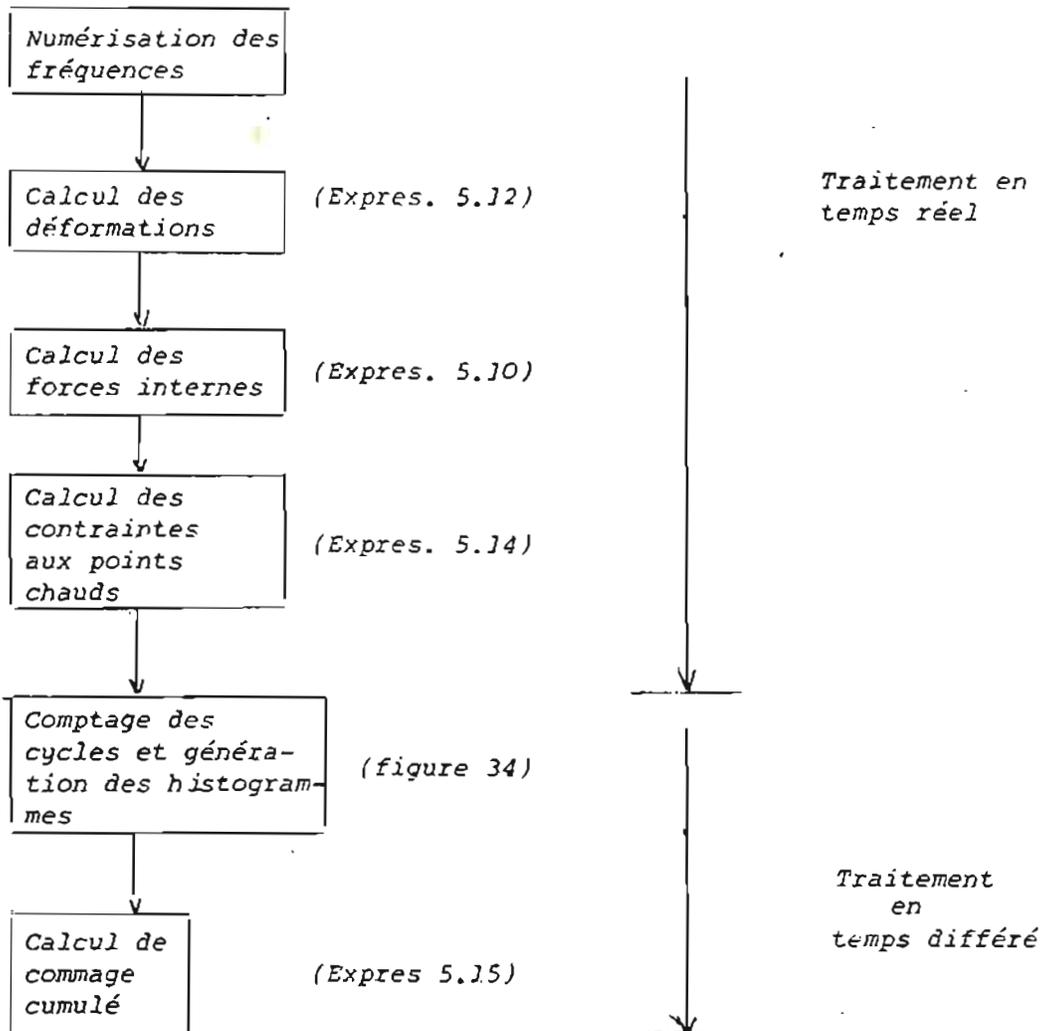


Figure 36. Phases d'opération du système de traitement

doit être effectué en temps différé car il est nécessaire d'établir des historiques de durée finie pour effectuer le comptage des cycles. Une solution proposée est d'accumuler les mesures pendant un temps d'environ 17 minutes et de lancer alors le cumul. Ce découpage des historiques temporels conduit pour un noeud de n entretoises avec 7 éléments de cumul par joint soudé à un stockage de :

$$n \text{ élém.} \times 7 \text{ points/élément.} \times 17 \text{ min} \times 60 \text{ sec/min} \times 1 \text{ échan./sec}$$

soit 7140 valeurs par noeud, ou 10710 Kilo-octets (pour des mesures de taille binaire 12).

5.5 SYSTEME D'ARCHIVAGE.

5.5.1 Introduction

Il existe parallèlement au système de calcul du cumul de fatigue un système d'archivage des informations obtenues au cours des processus de traitement des données. Ce système d'archivage se justifie pour les raisons suivantes :

L'archivage de données acquises non traitées permet l'étude de la sensibilité des estimations de cumul de fatigue à des variations de paramètres ou d'hypothèses utilisées. Cette possibilité est intéressante car il existe dans les méthodes de calcul de cumul de fatigue des paramètres et hypothèses qui sont sujets à changements suivant les résultats de recherches en cours. Deux points

particuliers peuvent être notés, il s'agit des modifications possibles des courbes S-N des joints soudés, par exemple modification de la prise en compte de la limite fatigue, et des variations des FCC, ces derniers pouvant être modifiés suite à des études approfondies avec des modèles ELFI et des mesures expérimentales.

-L'établissement de corrélations entre les informations traitées archivées et d'autres données liées aux déformations des éléments tubulaires, comme hauteurs et directions de houle et accélérations structurelles, permet des estimations de cumul de fatigue, par interpolation ou extrapolation, pour des périodes d'arrêt des systèmes de mesure ou de traitement. L'acquisition des données des paramètres auxiliaires doit se faire à travers le même support de traitement mais en incorporant un sous système de sécurité additionnel comme par exemple un enregistreur magnétique en parallèle à démarrage automatique en cas d'arrêt des systèmes de traitement ou de mesure.

-Un système d'archivage conçu stratégiquement servira de base aux développements ultérieurs du système de traitement et peut permettre la vérification de certaines hypothèses ou fournir des données statistiques.

5.5.2 Schéma du système d'archivage.

Un schéma du système d'archivage et sa relation avec le système de traitement est donné sur la figure 37. On peut y noter qu'il existe 4 sous-systèmes d'archivage, les deux premiers en ordre chronologique sont traités en temps réel et les deux autres en temps différé. L'archivage des forces internes et leur classement dans des histogrammes sous forme continue a comme objectif de préserver la possibilité de recalculer les estimations de cumul à partir d'une technique de combinaison des cycles similaire à celle développée pour la simulation du cumul de fatigue décrite dans le paragraphe 4.3.2. Cette méthode utilise des principes de combinaison déterministe, elle est basée sur la corrélation d'amplitudes et de signes existant entre les forces internes, qui a été étudiée dans l'annexe A. L'archivage de ces histogrammes cumulatifs permettrait l'évaluation de la sensibilité du cumul de fatigue aux changements dans les FCC (ou coefficients d'influence) et dans la courbe S-N utilisée. L'archivage des histogrammes de hauteurs de houle, classés suivant les amplitudes et les directions de houle, permettrait d'établir une corrélation directe avec les forces internes archivées, toute estimation de cumul de fatigue en absence des mesures de déformation utiliserait alors ces archives des données.

L'archivage occasionnel des histogrammes de forces internes permettrait d'étudier les différences possibles existant entre les estimations de cumul de fatigue par la procédure de combinaison des forces en temps réel et le calcul auxiliaire utilisant la méthode de combinaison des cycles des histogrammes des forces internes générés à partir des historiques de courte durée (15 à 20 minutes).

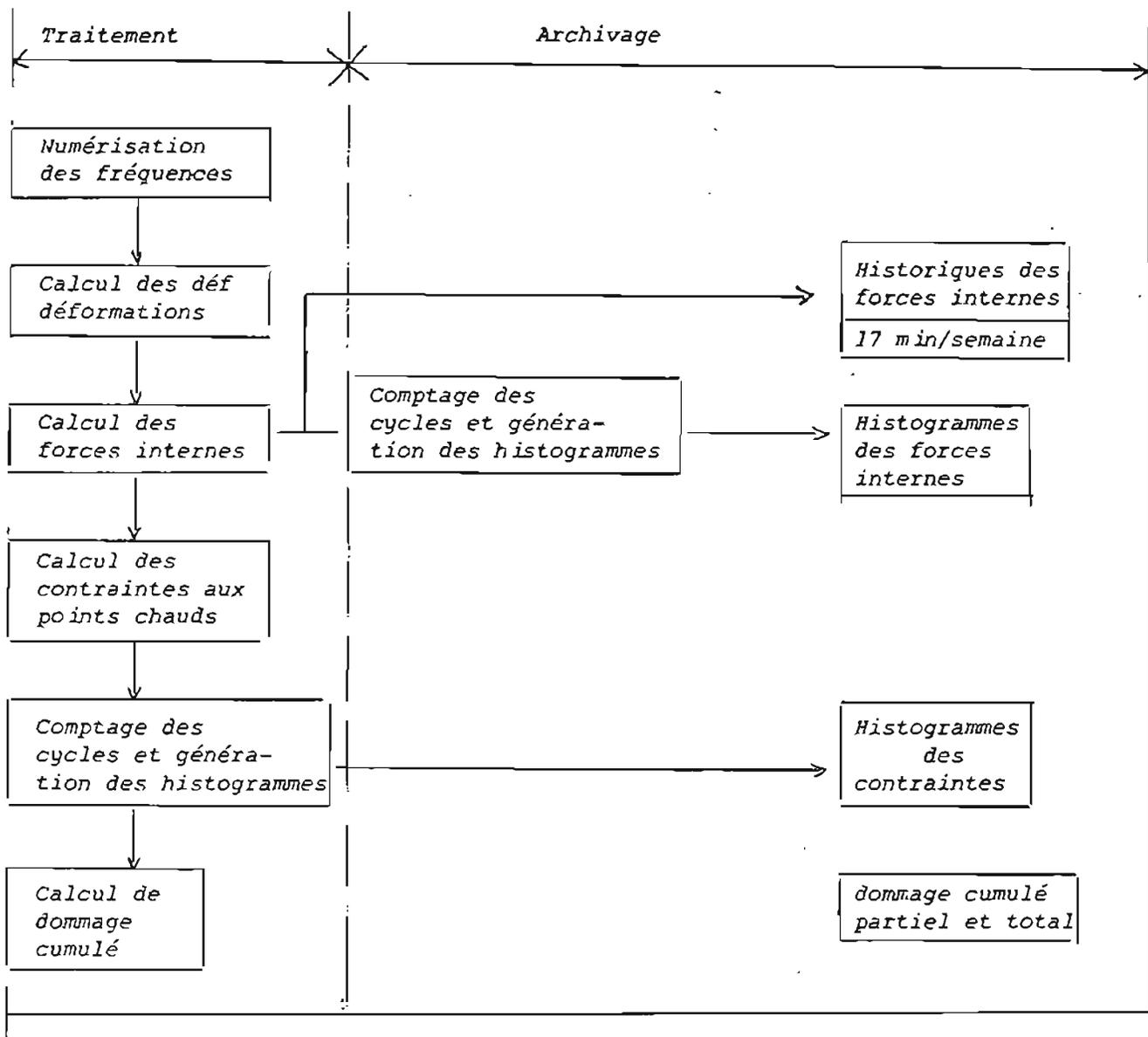


Figure 37. Phases principales du système d'archivage

L'archivage en temps différé des histogrammes cumulatifs des contraintes permettrait l'étude des effets des modifications dans les courbes S-N.

Finalement l'archivage du dommage cumulé, est optionnel étant donné qu'il peut être obtenu facilement à partir des archives précédemment décrites.

5.6 REFERENCES

1. Bordès, J.L and Debreville, P.J.; "Some Facts About Long-Term Reliability of Vibrating Wire Instruments". Transportation Research Record 1004. Transportation Research National Council. Washington D.C. 1985.
2. TEMOIN TYPE SC. Notice d'utilisation. TELEMAT NSC/717. Asnières. Paris. 1987.
3. Transmetteur Sous-Marin Autonome. Barnouin, Bervas (SYMINEX). Baudry, M. (IFREMER). Note Technique 488/A/85. 24/06/85. Marseille.
4. Méthodes d'Analyse et de Simulation en Laboratoire des Sollicitations de Service. "Fatigue à Programme". CETIM Senlis, 6/5/1982.
5. Wetzel, R.M. (ed.); "Fatigue Under Complex Loading : Analyses and Experiments (The Society of Automotive Engineers, Warrendale, PA, USA, 1977).
6. Rychlik, I.; "A New Definition of the Rainflow Cycle Counting Method". International Journal of Fatigue 9. No 2 (1987), pp 119-121.

7. Glinka, G. and Kam, J.C.P.: "Rainflow Counting Algorithm for Very Long Stress Histories". International Journal of Fatigue 9, No 3 (1987), pp 223-228.

6. CONCLUSIONS

La première génération des structures offshore en acier installées s'approche de la limite de la durée de vie de projet. Les méthodes d'inspection visuelles et non destructives utilisées sur ces structures pour la recherche des défauts et fissures résultant de la fatigue s'appliquent avec difficulté aux structures en eaux profondes en raison des coûts associés à leur utilisation systématique à grande échelle. Il existe en plus des limitations techniques et des problèmes de sécurité non encore résolus pour les opérations d'inspections courantes.

L'utilisation rationnelle de ces méthodes dans le cadre des schémas de planification des inspections est aujourd'hui une nécessité primordiale. Une telle rationalisation est possible moyennant la connaissance des paramètres associés au comportement structurel et en particulier au cumul de fatigue dans les joints tubulaires soudés, responsable de la dégradation progressive et occulte de l'intégrité structurelle.

L'étude réalisée propose un système de surveillance du dommage cumulé de fatigue dans ces structures. Ce système permet le suivi du comportement en fatigue des noeuds critiques à partir de la mesure en temps réel des déformations nominales sur les éléments formant ces noeuds.

La méthodologie proposée comprend le développement des modèles numériques qui permettent d'établir sur les noeuds sélectionnés des rapports directs entre les états de déformations mesurés au niveau des

éléments et les contraintes cycliques dans les zones les plus chargées des soudures. Ces rapports sont définis par l'intermédiaire de matrices d'influence des contraintes dans les zones sélectionnées des noeuds soumis à un état de chargement multiple aléatoire. Ces matrices sont générées par des modèles d'éléments finis des noeuds et, éventuellement corrigées au moyen d'essais en laboratoire sur des modèles réduits. L'étude illustre les méthodologies de génération et l'analyse des modèles par une application à un noeud en K. La méthode combinée numérique expérimentale est aussi développée et illustrée par le cas d'un noeud en X.

Une méthode de sélection des zones critiques des soudures des noeuds sélectionnés est proposée. Elle utilise une technique de simulation des états de mer aléatoires à long terme et une nouvelle méthode de combinaison des charges internes aléatoires appliquée aux éléments formant le noeud. Cette méthode est basée sur des corrélations des phases et des signes entre les charges. Ces corrélations ont été étudiées au moyen d'une simulation de réponse dynamique d'un modèle structural, et d'un calcul des forces internes d'un noeud sélectionné, sous chargement de houle aléatoire.

Il a pu être établi que le cumul de fatigue à long terme dans un joint soudé pouvait être déterminé avec une précision acceptable à partir de la mesure des déformations nominales de la surface extérieure du tube entretoise.

Le système de traitement de mesures conçu effectue des calculs en temps réel sur les mesures obtenues pour établir des historiques des contraintes aux points critiques des soudures. L'estimation de cumul

de fatigue s'obtient postérieurement par l'application en temps différé d'une technique de comptage en nombre et amplitude des cycles à partir des historiques aléatoires. Le classement par niveaux des cycles extraits permet finalement le calcul du cumul de fatigue suivant la règle de Miner appliquée à la courbe S-N du joint soudé.

Le système de traitement prévoit d'autre part un schéma d'archivage qui permet le recalcul du cumul de fatigue dans le cas où interviendraient des changements dans les théories utilisées, en particulier variations dans les courbes S-N ou dans les facteurs de concentration des contraintes. La base des données créée comportant des histogrammes cumulatifs des charges internes classés par niveaux, la combinaison "équivalente temps réel" des charges nécessaires en cas d'interruption du système principal, peut se faire à partir de la méthode de combinaison développée pour une simulation de cumul de fatigue dans des noeuds soumis à un état multi-charges aléatoires.

Les qualités principales du système proposé sont :

-Fiabilité : Le système de mesure a été conçu à partir de capteurs basés sur une technologie éprouvée de haute stabilité face à la dérive à long terme. La technique choisie est la mesure par des extensomètres à corde vibrante.

-Applicabilité étendue : La taille et le poids minima des capteurs permettent une installation facile sur des éléments de plateformes en construction ou en opération.

-Précision : L'estimation du cumul de fatigue, calculé à

partir des mesures de déformation des composants des noeuds, ne dépend pas de paramètres de corrélation douteuse avec les contraintes dans les soudures des noeuds. Les précisions possibles pour les déformations, statiques et dynamiques, est de l'ordre de 2.5 E-06 .

-Anticipation : La mesure en temps réel avec le système proposé permet des mise à jour systématiques pour la surveillance des tendances des cumuls de fatigue et donc constitue une aide importante à la planification des inspections. L'établissement des tendances d'autres paramètres associés à la mesure comme rapports de déformation/hauteur de houle, déformation statique moyenne, etc. permet d'autre part la détection d'apparitions de dommages importants.

-Versatilité : La possibilité de recalcul des cumuls de fatigue en cas de modifications des théories est une caractéristique très intéressante face aux mises à jour systématiques provoquées par les résultats de la recherche dans le domaine de la fatigue.

ANNEXE A

SIMULATION DE LA REPOSE DYNAMIQUE D'UNE PLATEFORME OFFSHORE

A.1 Introduction

Dans l'optique d'une étude des propriétés de phase et des corrélations de signes entre les charges internes générées dans des tubes autour d'un joint tubulaire offshore il a été effectué une simulation de réponse dynamique d'une plateforme soumise à des charges de houle. Cette simulation comporte le développement du modèle d'une structure jacket en acier et la simulation des charges hydrodynamiques dues aux houles aléatoires.

A.2 Définition du système.

La figure A.1 montre une vue isométrique du modèle de la plateforme. C'est une plateforme symétrique de section horizontale courante carrée. Elle a cinq niveaux horizontaux qui vont des dimensions de 16×16 m au fond à 12×12 m au niveau du pont. La profondeur d'eau supposée est de 48 m pour une hauteur de structure de 54 m. La figure A.2 montre les dimensions détaillées du modèle.

Il est à noter qu'il existe six noeuds de type K dans chaque plan latéral. Notre but est d'analyser un des joints en K chargés, par exemple au niveau numéro 4.

A.3 Représentation de l'état de mer.

L'état de mer a été représenté comme un processus aléatoire

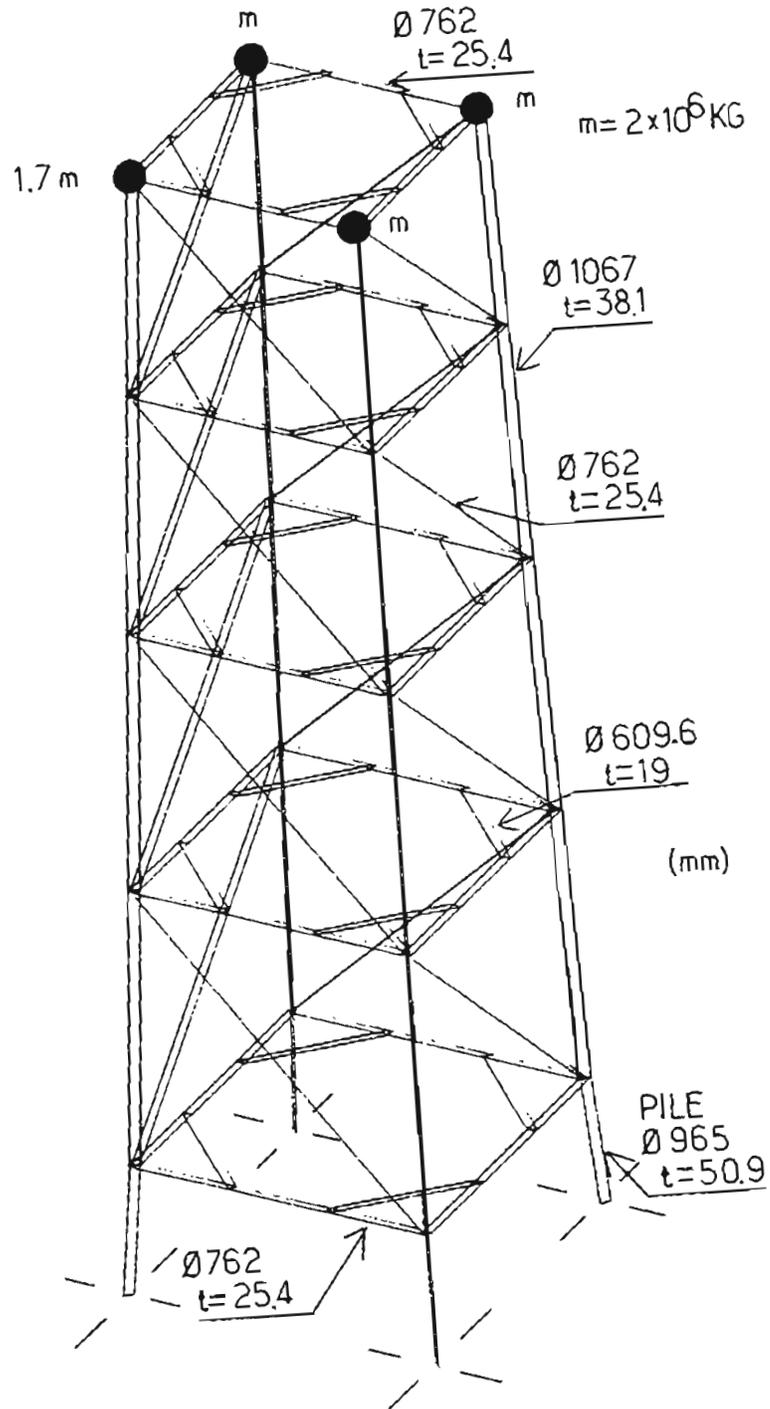


Figure A.1. Modèle de structure jacket offshore.

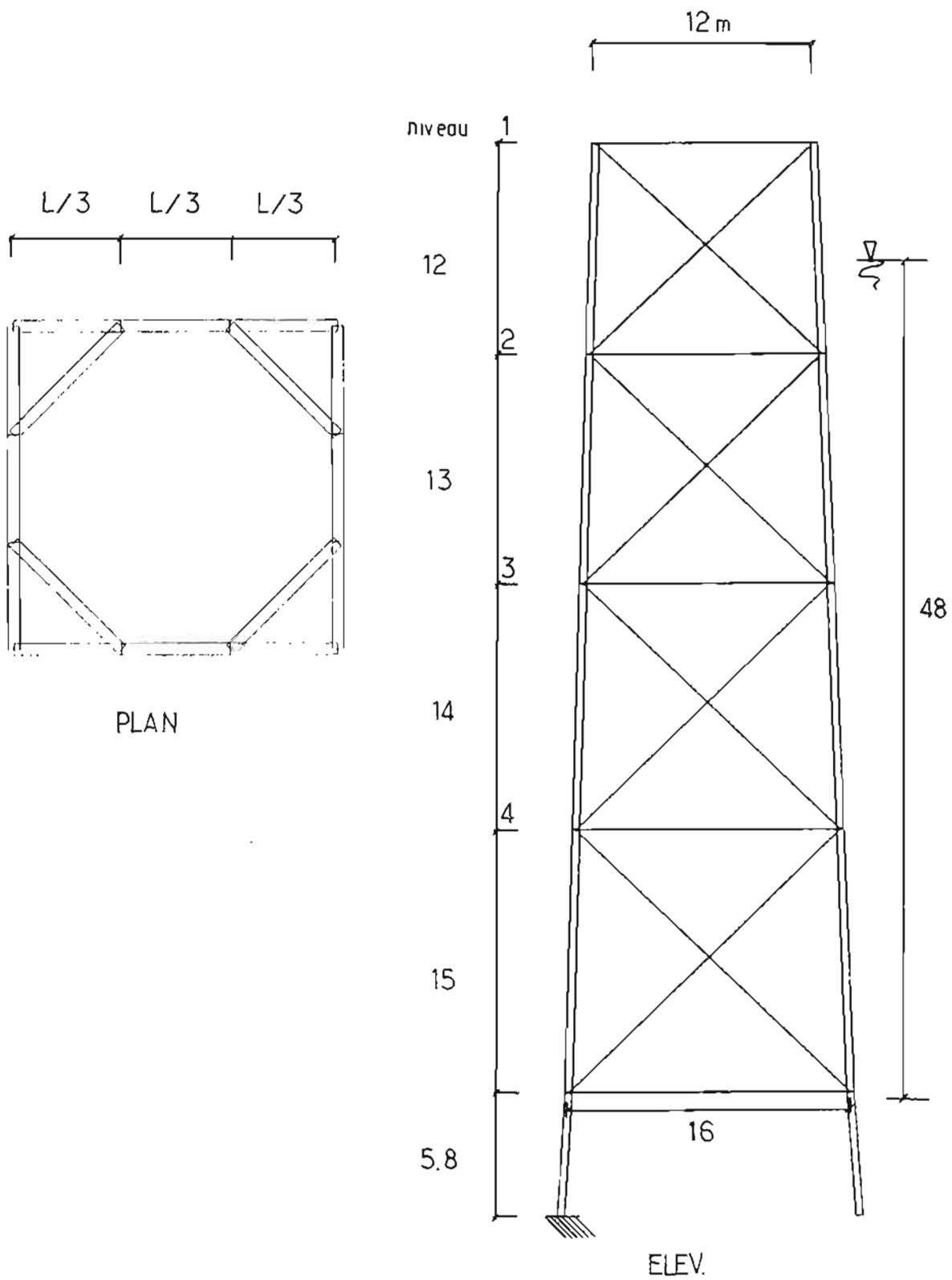


Figure A.2. Dimensions extérieurs du modèle structurel.

quasi-stationnaire unidimensionnel. Dans ce cas l'élévation de la houle est une fonction du temps dans la direction horizontale, la cinématique du fluide est bi-dimensionnelle, c'est à dire, contenue dans le plan vertical.

Une représentation pratique d'un processus aléatoire comme la hauteur de la houle est possible par la définition de ses propriétés stochastiques sans connaissance de ses valeurs déterministes. La définition d'une fonction de densité spectrale de houle permet de fixer les paramètres de base.

Le spectre modifié de Pierson-Moskowitz [A.1] est utilisé pour la description des états de mer complètement développés. Il est défini à partir de l'hauteur de houle significative H_s et de la période moyenne de passage par zéro en croissant T_0 par :

$$S_{hh}(\omega) = \frac{H_s^2 B}{4 \omega^5} \exp\left(-\frac{B}{4 \omega}\right) \quad (A.1)$$

$$B = \frac{16 \pi^3}{T_0^4}$$

où " ω " représente la pulsation et " H_s " la hauteur significative des vagues correspondant à l'état de mer. Le symbole " hh " indique qu'il s'agit d'un spectre défini d'un seul côté ($\omega > 0$, ou domaine physique de ω). La figure A.3 montre un tracé de $S_{hh}(\omega)$ pour une hauteur significative de 4 m et une période $T_0 = 4$ secondes. Il est important de remarquer que le processus défini par $S_{hh}(\omega)$ est de largeur de bande égale à 1, considéré comme large ou d'énergie dispersée autour de la fréquence centrale.

La simulation du processus aléatoire de la houle en échelle temporelle est possible en considérant la théorie linéaire de houle et l'application de la procédure de Monte Carlo proposée par Shinozuka [A.2]. Pour des rapports de hauteur de houle/longueur de houle faibles, la théorie linéaire se trouve justifiée. Pour une vague simple la forme du potentiel de vitesse est :

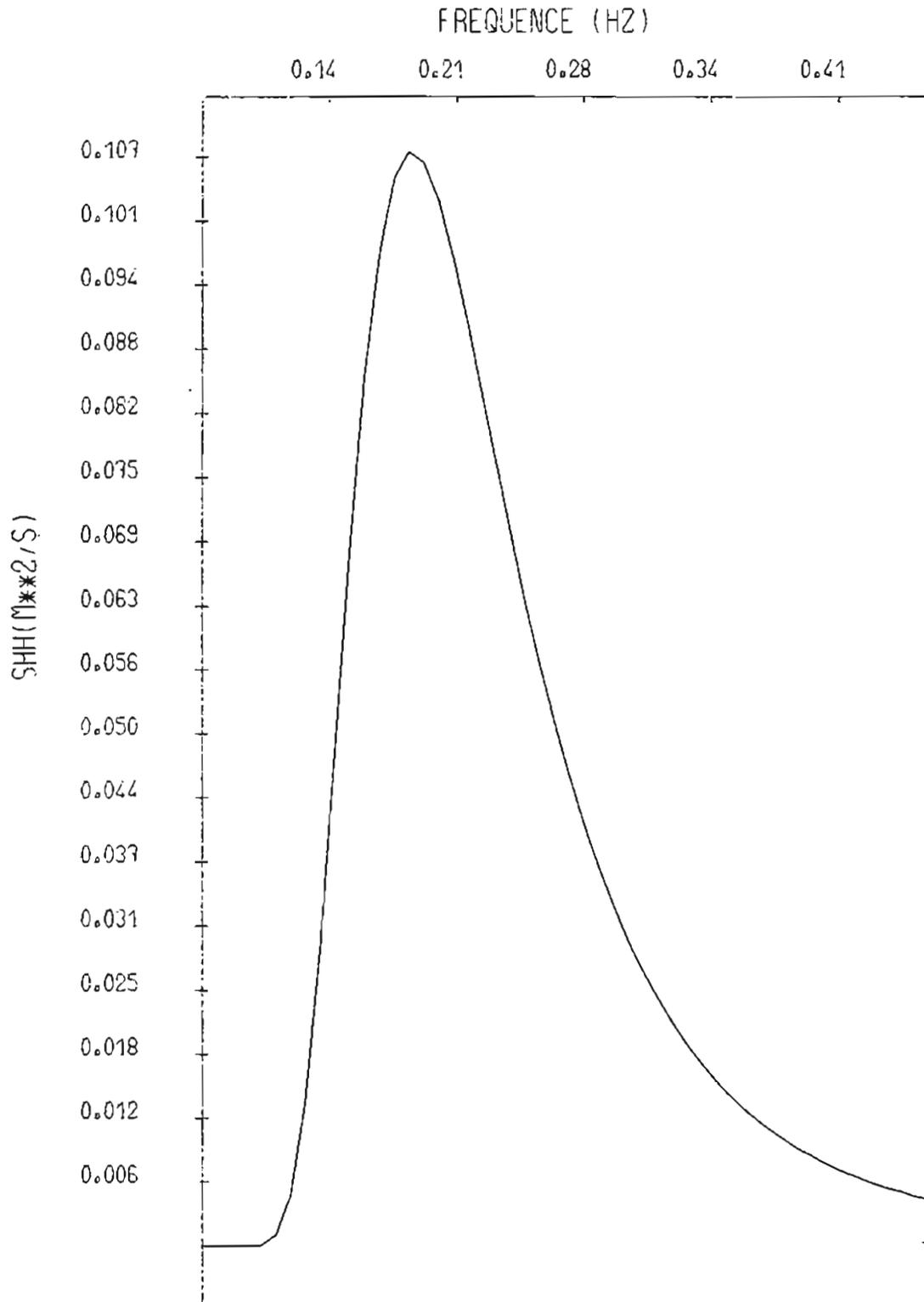


Figure A.3. Fonction de puissance de densité spectrale de hauteur de houle. Modèle de Pierson-Moskowitz. $H_s = 4$ m,

$$\phi = \frac{H g}{2 \omega} \frac{\operatorname{ch}(k(1+z/d))}{\operatorname{ch} kd} \sin(kx + \omega t) \quad (\text{A.2})$$

Où "k" est le nombre d'onde et "ω" est la pulsation, "k" et "ω" sont liés par la relation de dispersion :

$$\omega^2 = k g \operatorname{th}(kd) \quad (\text{A.3})$$

Les expressions des vitesses et accélérations horizontales, respectivement v et \dot{v} , se dérivent de (A.2) par $d\phi/dx$ et puis dv/dt . L'utilisation de la théorie linéaire permet assez facilement la définition d'une houle par la superposition de vagues de différentes amplitudes, fréquences et phases. La vitesse et l'accélération du fluide associées à la houle "synthétique" se calculent comme la superposition linéaire des vitesses et accélérations liées à chaque composante individuelle.

Une houle aléatoire dérivée de la fonction spectrale définie par (A.1) est donnée par :

$$h = \sum_{i=1}^m A_i \sin(\omega_i t + k_i x + \phi_i) \quad (\text{A.4})$$

où :

$$\omega_i = \omega_0 + (i - 1) \Delta\omega \quad (\text{A.5})$$

et ϕ_i sont des angles de phase aléatoires uniformément distribués entre 0 et 2π .

Les amplitudes des vagues individuelles sont liées à la fonction spectrale par :

$$A_i = \left(2 S(\omega_i) \Delta\omega \right)^{1/2} \quad (\text{A.6})$$

Les expressions des vitesse et accélération du fluide correspondant sont :

$$v = \sum_{i=1}^m w_i A_i \frac{\text{ch}(k_i(z+h))}{\text{sh}(k_i h)} \cos(\omega_i t + k_i x + \varphi_i) \quad (\text{A.7})$$

$$\dot{v} = \sum_{i=1}^m 2 w_i A_i \frac{\text{ch}(k_i(z+h))}{\text{sh}(k_i h)} \sin(\omega_i t + k_i x + \varphi_i) \quad (\text{A.8})$$

Nous avons choisi dans cet exemple $m = 50$ et les pulsations initiale et finale respectivement égales à 0.38 et 2.51 rad/sec. Cette distribution assure une discrétisation appropriée de la fonction spectrale.

Il doit être remarqué qu'une limitation importante de cette méthode est que la fonction générée est périodique, avec une période égale à $2\pi/\omega(1)$. Cette limitation ne permet pas la simulation de processus aléatoires de moyenne ou longue durée, lorsque l'énergie spectrale est nulle à basses fréquences. Dans notre cas la périodicité maximale que l'on obtient est 16,7 sec. Une extension de la méthode de Shinozuka [A.2] proposée par Molin [A.3] permet l'élimination virtuelle de la périodicité de la fonction générée par une méthode de déplacement aléatoire des fréquences originellement choisies dans le spectre. Les fréquences résultantes sont :

$$\omega'_j = (j - 0.5) \text{del}(\omega) + \omega_j \quad (\text{A.9})$$

où "j" est un chiffre aléatoire uniformément distribué entre 0 et 1.
L'application de (A.9) entraîne l'élimination de la régularité existant dans la distribution originale et en conséquence l'élimination virtuelle de la périodicité.

- A.4 Calcul du chargement hydrodynamique. Equation du mouvement.

La charge hydrodynamique est calculée par l'équation de Morison étendue aux structures flexibles selon la formulation des vitesses relatives. L'expression du chargement par unité de longueur pour un tube de diamètre D est :

$$f = 0.5 \rho D C_d |v - u| (v - u) - 0.25 \rho \pi D^2 C_m \dot{v} + M \ddot{u} \quad (\text{A.10})$$

où

$$M = 0.25 \rho \pi D^2 (C_m - 1) \quad (\text{A.11})$$

et "v" et "u" sont respectivement la vitesse et l'accélération structurales, C_d et C_m sont des coefficients empiriques de trainée et inertie respectivement et ρ la masse volumique de l'eau.

Cette forme de l'équation de Morison est non linéaire et pose des

difficultés au niveau des coûts de calcul de réponse dynamique. Ici nous avons utilisé une procédure de linéarisation proposée par Borgman [A.4] qui permet d'exprimer le terme non linéaire (premier terme de l'équation) en équivalent linéaire :

$$\|v - u\| (v - u) = (8 / \pi)^{1/2} (v - u) S_r \quad (\text{A.12})$$

où v et u sont supposés des processus gaussiens et S_r est l'écart type de la vitesse relative, dans ce cas approximée par l'écart type de la vitesse du fluide.

En remplaçant les termes correspondants de (A.12) et (A.11) dans (A.10) et en introduisant du côté gauche le terme de réponse structurelle en forme matricielle on obtient :

$$\left(\begin{bmatrix} M \\ a \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} M \\ a \end{bmatrix} \right) \ddot{u} + \left(\begin{bmatrix} C \\ h \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C \\ h \end{bmatrix} \right) \dot{u} + \begin{bmatrix} K \end{bmatrix} u = \begin{bmatrix} F \end{bmatrix} \quad (\text{A.13})$$

où $\begin{bmatrix} M \\ a \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C \\ h \end{bmatrix}$ et $\begin{bmatrix} K \end{bmatrix}$ représentent respectivement les matrices de masse, amortissement et rigidité de la structure. Les autres termes sont :

$$\begin{bmatrix} M \\ a \end{bmatrix} = \text{diag} \left(0.25 \rho \pi (C_m - 1) \right) \begin{matrix} \text{---} \\ | \\ > D_{ij} \\ | \\ \text{---} \\ j \end{matrix} \quad (\text{A.14})$$

$$\| \| C \| \| = \text{diag} \left(0.5 \rho C_d \left(\frac{8}{\pi} \right)^{1/2} S_i^2 \right) \begin{matrix} \text{---} \\ | > D & 1 \\ | & i j & i j \\ \text{---} \\ j \end{matrix} \quad (\text{A.15})$$

$$\| \| F \| \| = 0.5 \rho C_d \left(\frac{8}{\pi} \right)^{1/2} S_i^2 \| \| v \| \| \begin{matrix} \text{---} \\ | > D & 1 \\ | & i j & i j \\ \text{---} \\ j \end{matrix} + 0.25 \rho C_m \pi \| \| \dot{v} \| \| \begin{matrix} \text{---} \\ | > D & 1 \\ | & i j & i j \\ \text{---} \\ j \end{matrix} \quad (\text{A.16})$$

Où "i" représente le degré de liberté considéré et "j" l'élément associé au degré de liberté "i". Le terme "l" représente la partie de la longueur de l'élément "j" associé au degré de liberté "i".

Si l'on note comme "n" le nombre des degrés de liberté, toutes les matrices du côté gauche de (A.13) sont de taille $n \times n$ et les vecteurs de force et réponse de taille $n \times 1$. Les éléments diagonaux de M_a et C_h sont les projections sur les degrés de liberté suivant la direction de la fonction de chargement. Cette dernière est aussi projetée sur les directions x et y en :

$$\left. \begin{aligned} F_{ix} &= F_i \cos \theta \\ F_{iy} &= F_i \sin \theta \end{aligned} \right\} \quad (\text{A.17})$$

A.5 Résultats

La houle de la figure A.4 a été appliquée à la structure suivant une direction de 30 degrés (voir figure A.5). La figure A.5 montre aussi la position du joint K sélectionné pour l'étude des forces dans les éléments voisins.

L'analyse dynamique a été faite par superposition modale, les trois premiers modes, avec des fréquences de 0.413, 0.418 et 0.552 Hz respectivement ont été utilisés pour l'analyse. Ces trois modes suffisent car l'énergie du chargement décroît rapidement aux fréquences voisines de 0.4 Hz (voir figure A.3). Les deux premiers modes correspondent aux déplacements latéraux (avec des composantes de torsion), le troisième correspond à un mode de torsion excentrée due à l'excentricité de la masse au niveau du pont. La figure A.6 montre ces trois premiers modes.

Les figures A.7 et A.8 montrent les forces internes de réponse des éléments horizontaux et verticaux du joint choisi. Les fonctions de force générées avec (A.17) ont été simulées pendant 170 s mais en appliquant pendant les 4 premières secondes une fonction exponentielle croissante de 0 à 1 afin d'amortir plus rapidement la réponse transitoire. La réponse transitoire de la structure ne présentent en effet aucun intérêt car elle n'est jamais excitée car les houles n'ont jamais de variations brusques de hauteurs, c'est à dire des transitoires.

Il peut être apprécié d'une manière intuitive sur les figures A.7 et A.8 qu'il existe effectivement une corrélation nette des signes entre les diverses composantes de la force interne de chaque tube, les

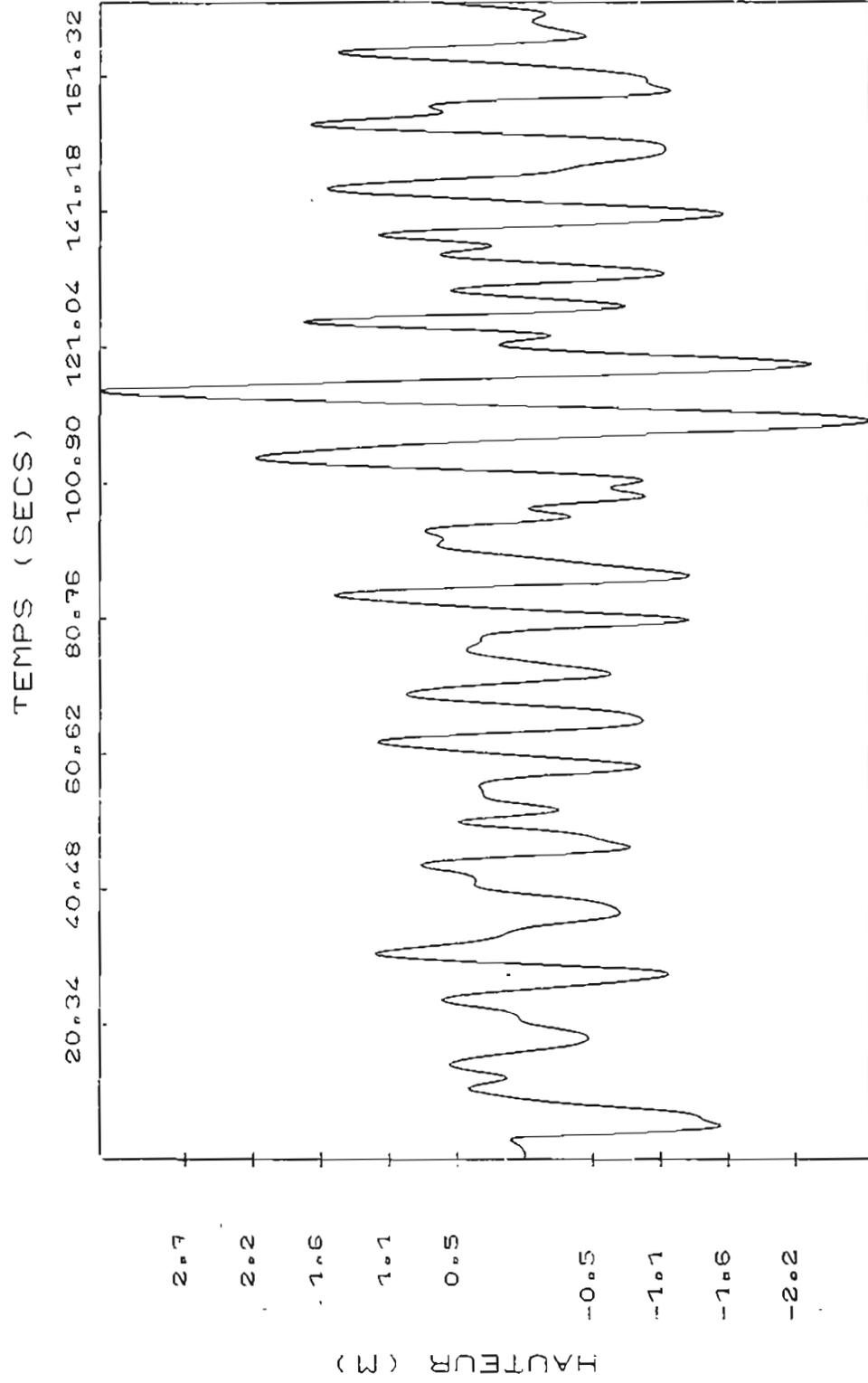


Figure A.4. Hauteur de houle aléatoire modélé pour la simulation de réponse dynamique.

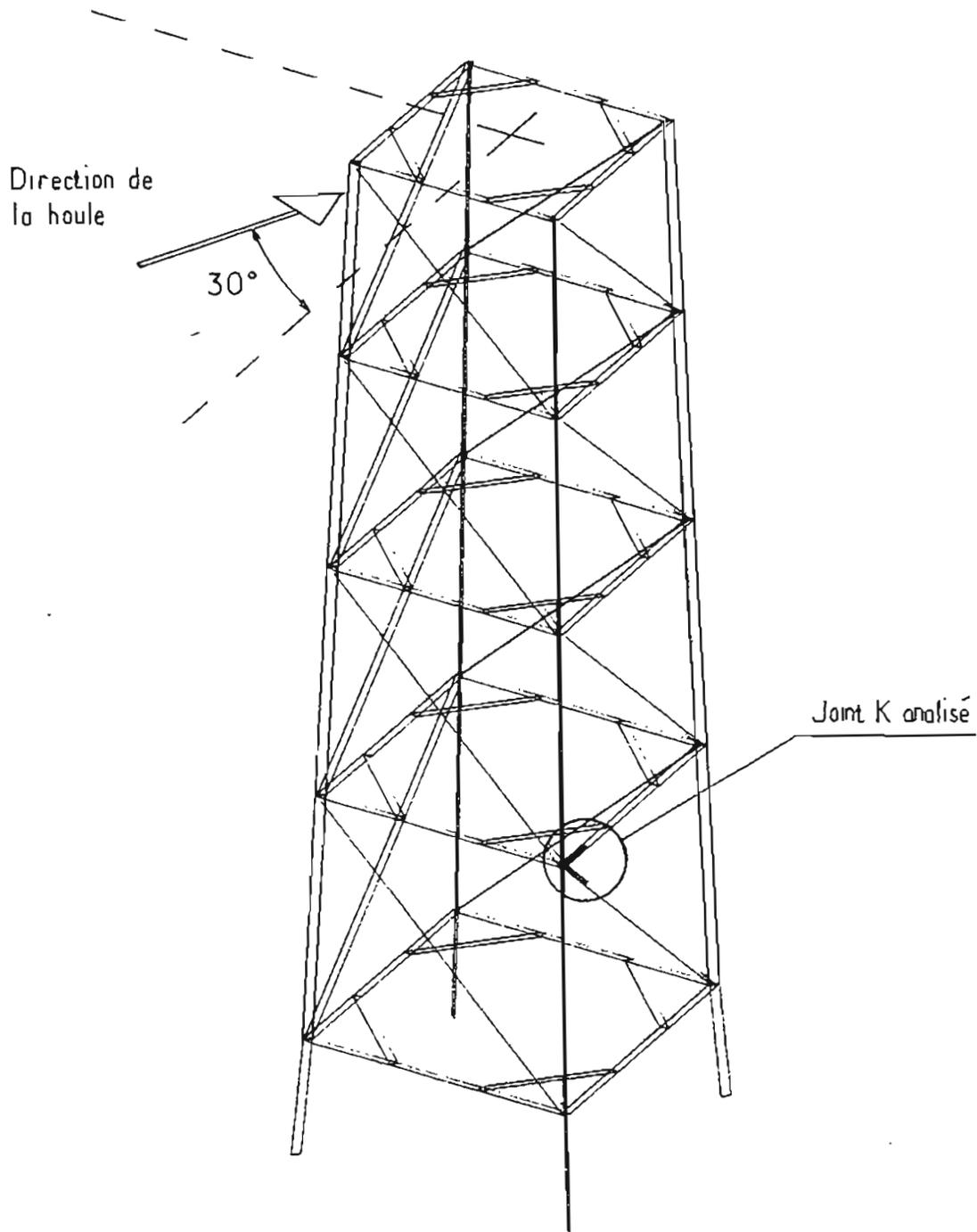


Figure A.5. Position du joint K dans le modèle structurel.

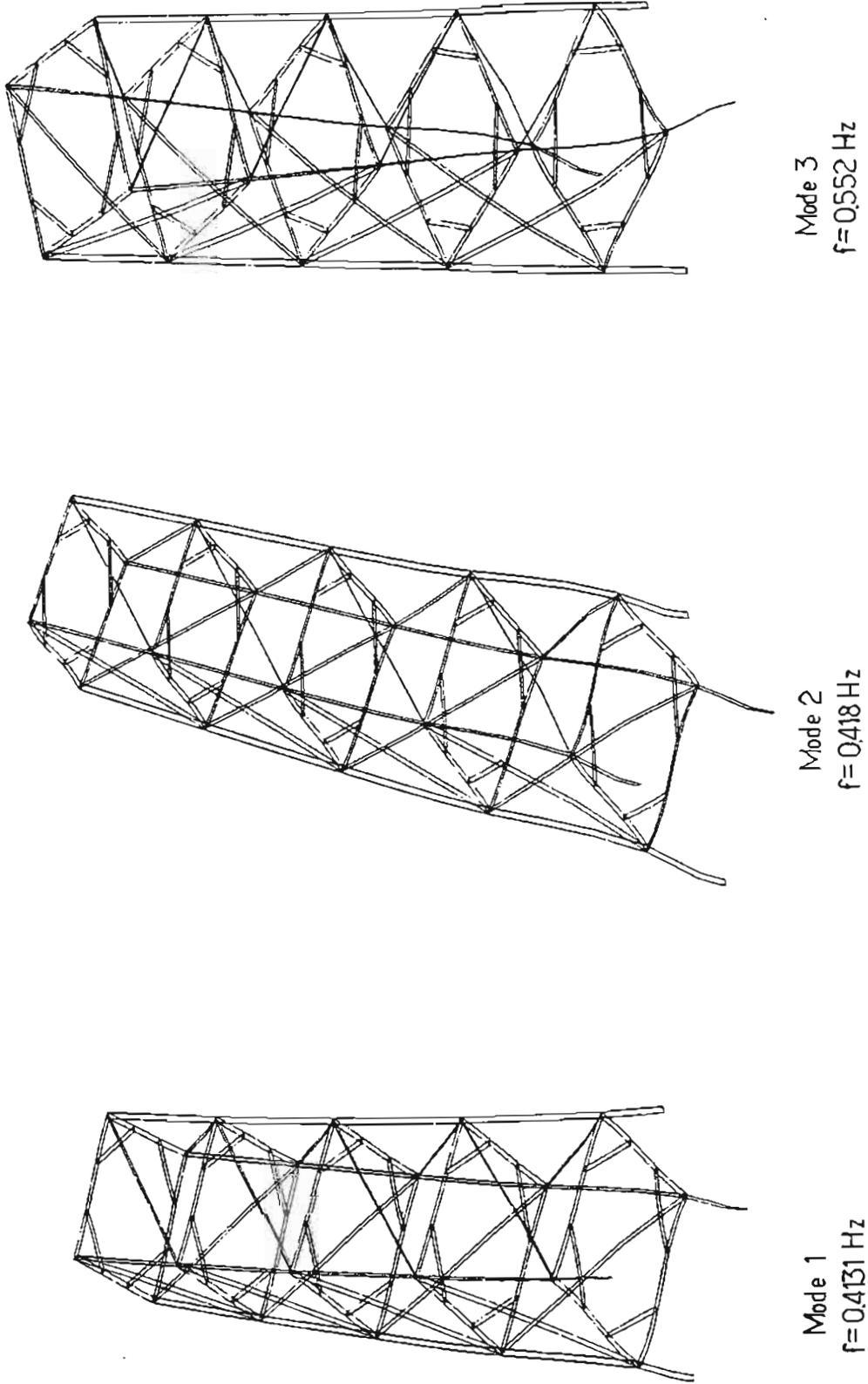
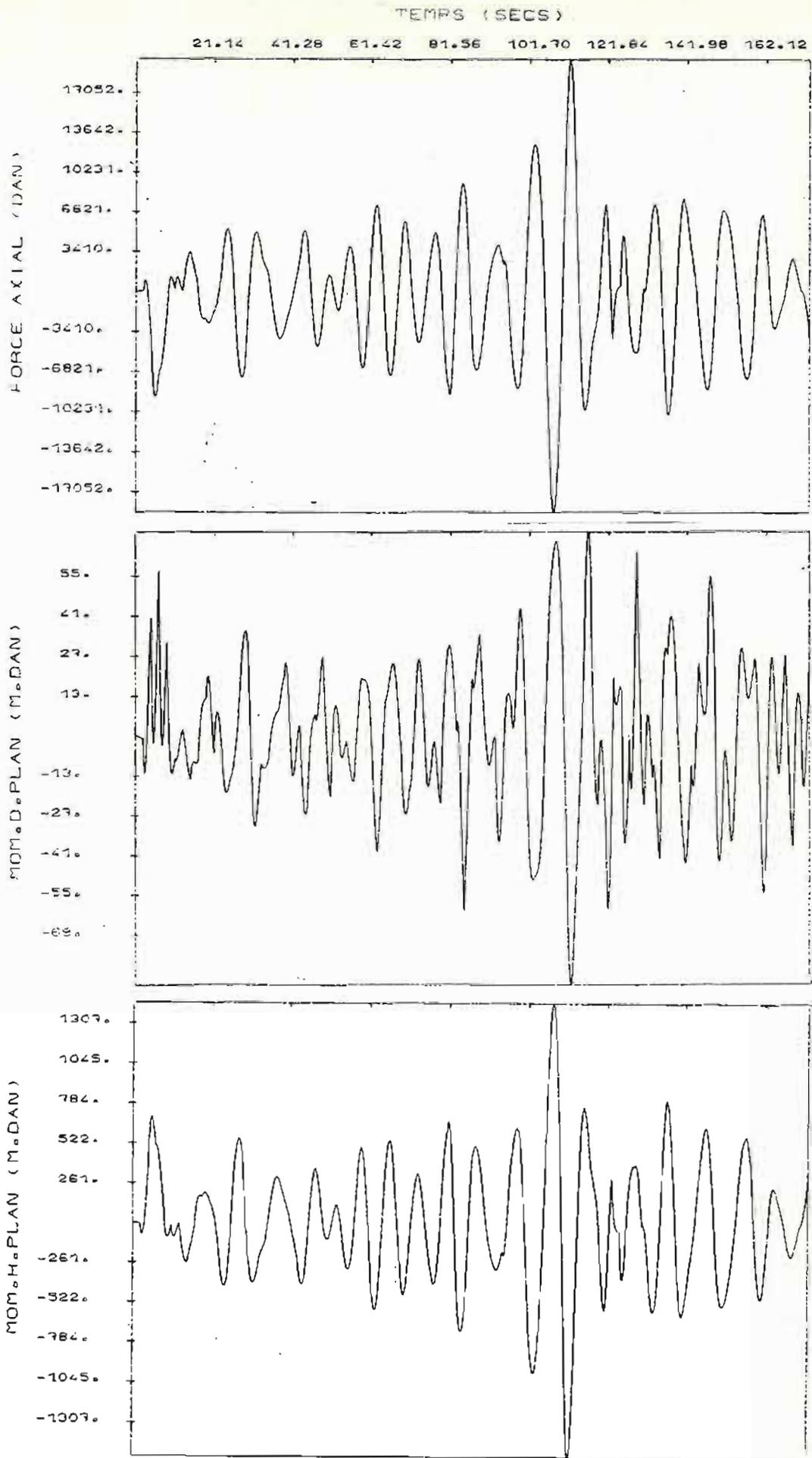


Figure A.6. Premiers modes de vibration du modèle structurel.



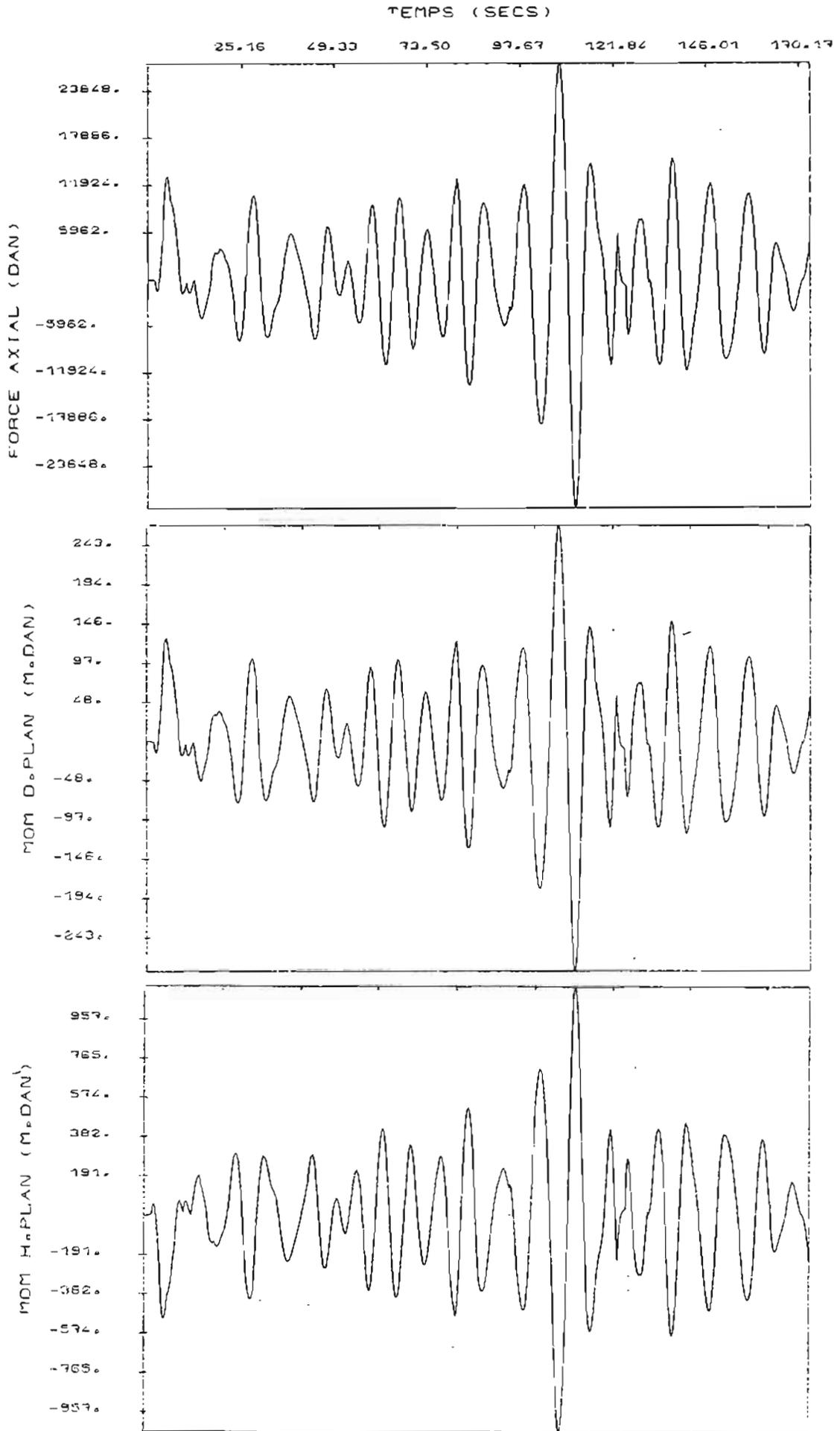


Figure 3.8 Force intensities due to impact

signes étant ou positifs ou négatifs dans les memes portions de réponse. Formellement, si l'on définit une fonction Rsigne entre deux fonctions comme $R_{\text{signe}} = \text{signe}(f1) * \text{signe}(f2)$, elle aura toujours la meme valeur (ou positive ou négative) si $f1$ et $f2$ sont les fonctions de force interne des tubes.

La phase entre les forces internes, bien que moins évidentes à déduire des figures A.7 et A.8, reste encore facile à établir. Les figures A.9 à A.15 montrent les fonctions d'inter-corrélation normalisée entre les composantes des forces internes dans le joint. L'inter-corrélation normalisée se définit comme :

$$S_{f1 f2}(T) = E \left(\frac{f1(t) f2(t+T)}{\max(f1) \max(f2)} \right) \quad (A.18)$$

Si l'on obtient la valeur d'inter-corrélation maximum pour une valeur de retard zéro ($T = 0$), on a des fonctions $f1$ et $f2$ en phase. Dans le cas contraire, si le maximum est à T différent de zéro il n'y a pas de corrélation. Les figures A.9 à A.15 montrent bien un maximum à zéro dans tous les cas.

On peut tirer comme conclusion de cette analyse des propriétés statistiques entre les composantes des forces internes qu'il existe bien une corrélation de signe et de phase entre elles.

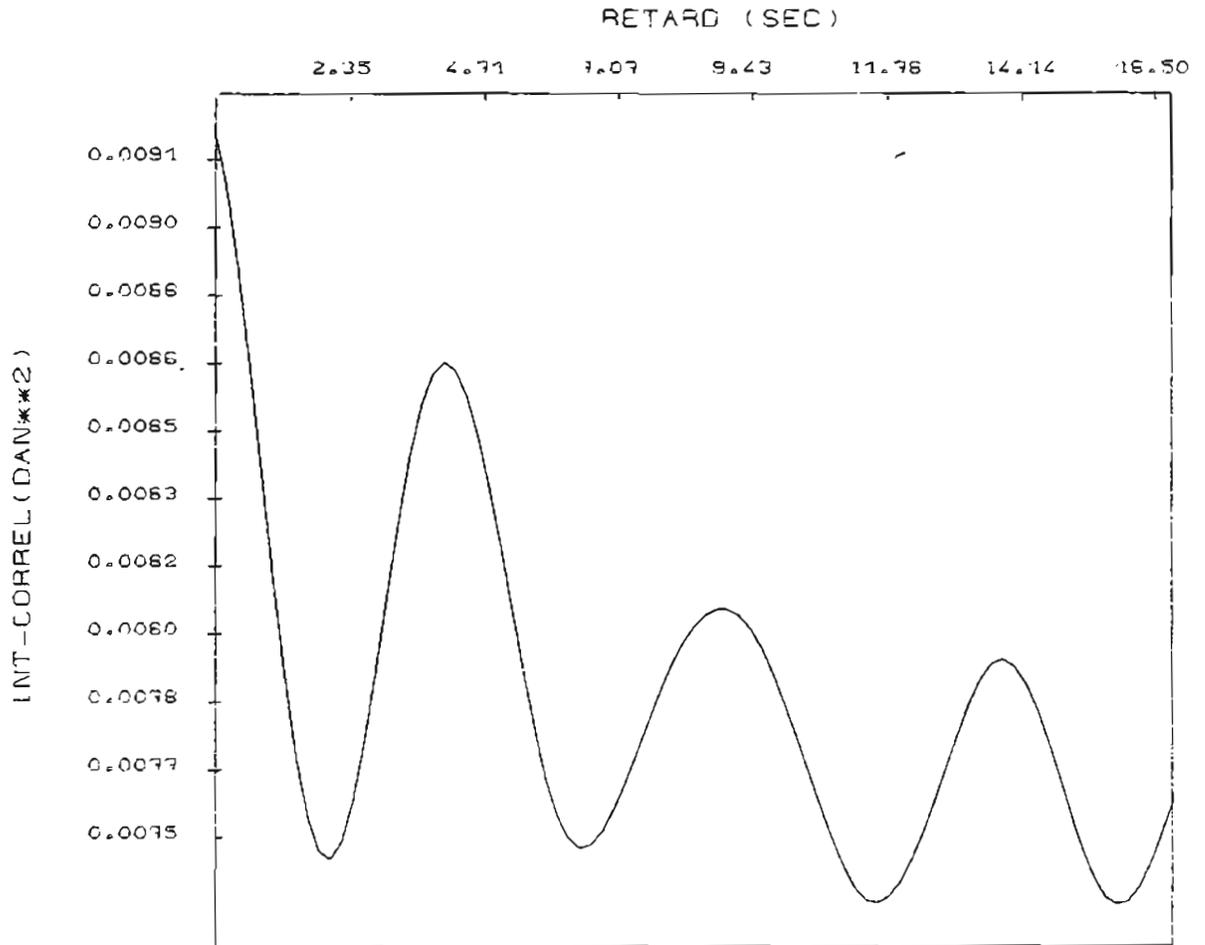


Figure A.9. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
force axiale de l'élément horizontal.
force axiale de l'élément incliné.

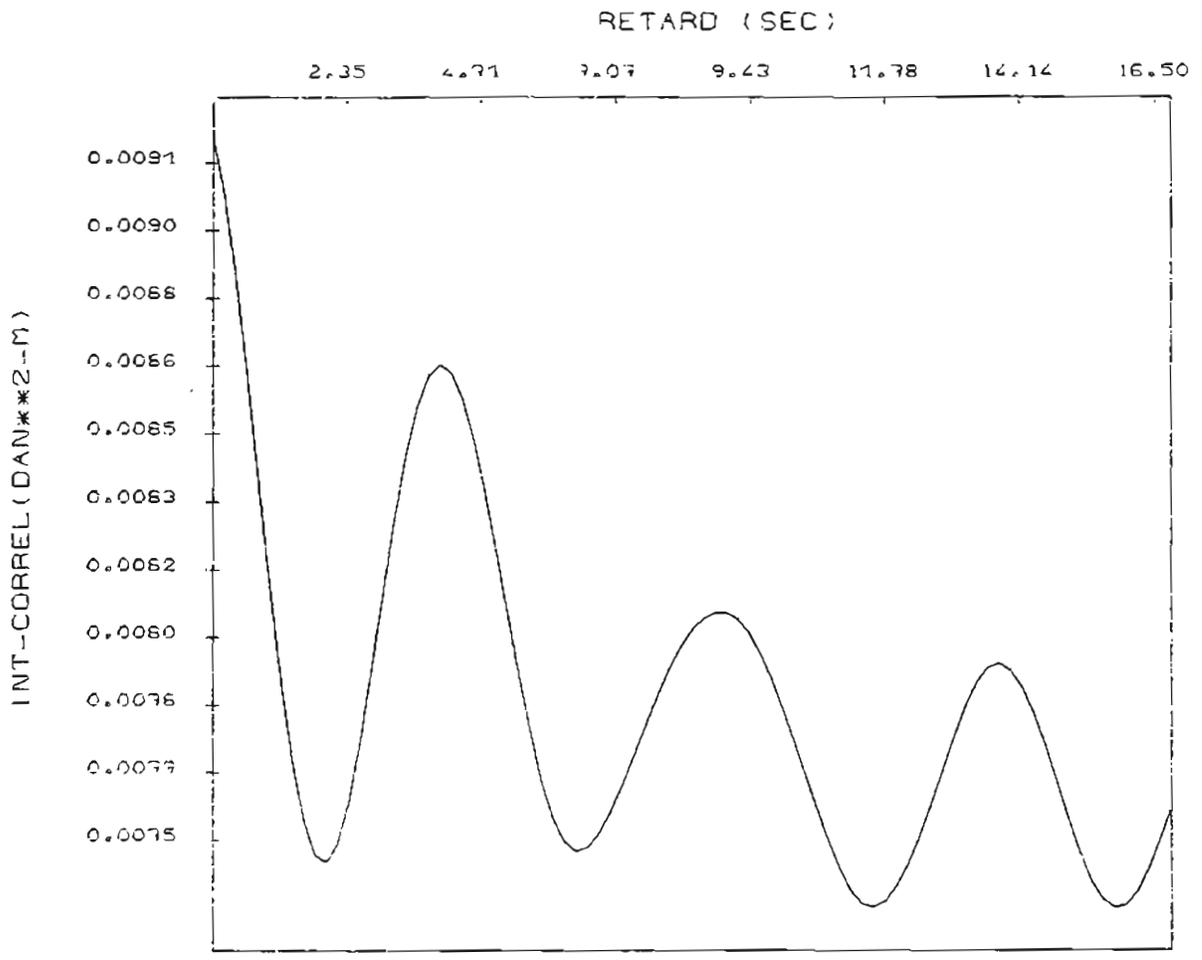


Figure A.10. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
force axiale de l'élément horizontal.
moment dans le plan de l'élément incliné.

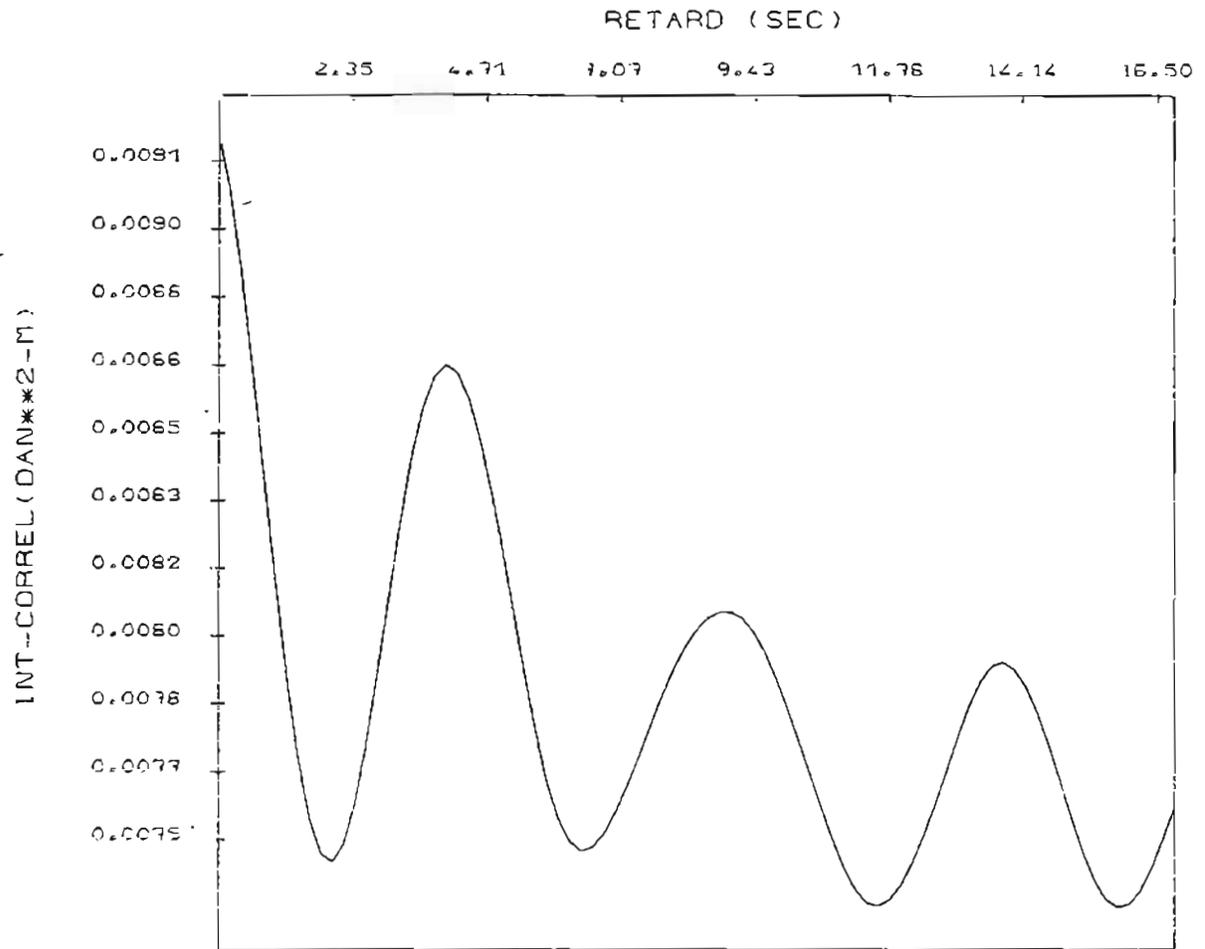


Figure A.11. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
force axiale de l'élément horizontal.
moment hors du plan de l'élément incliné.

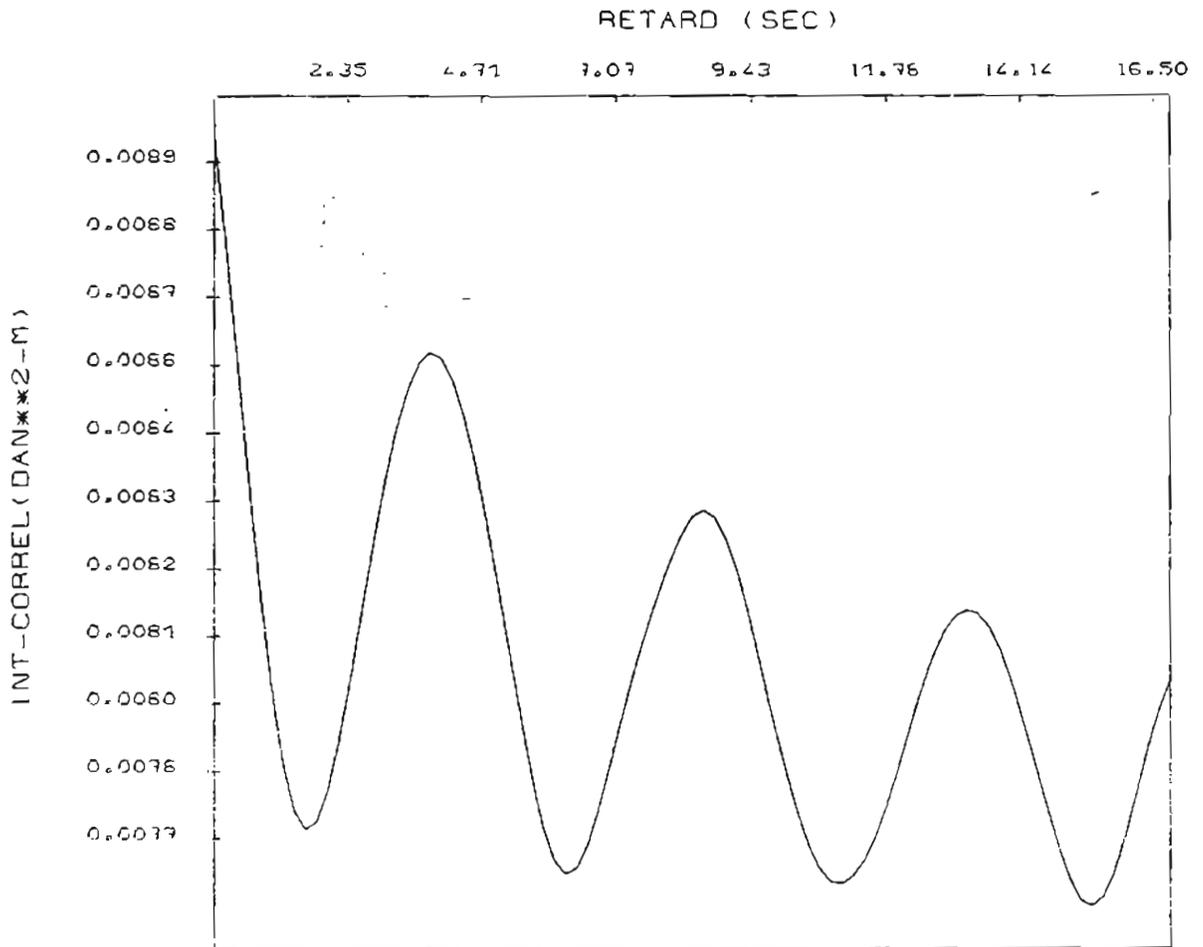


Figure A.12. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
force axiale de l'élément incliné.
moment dans le plan de l'élément horizontal.

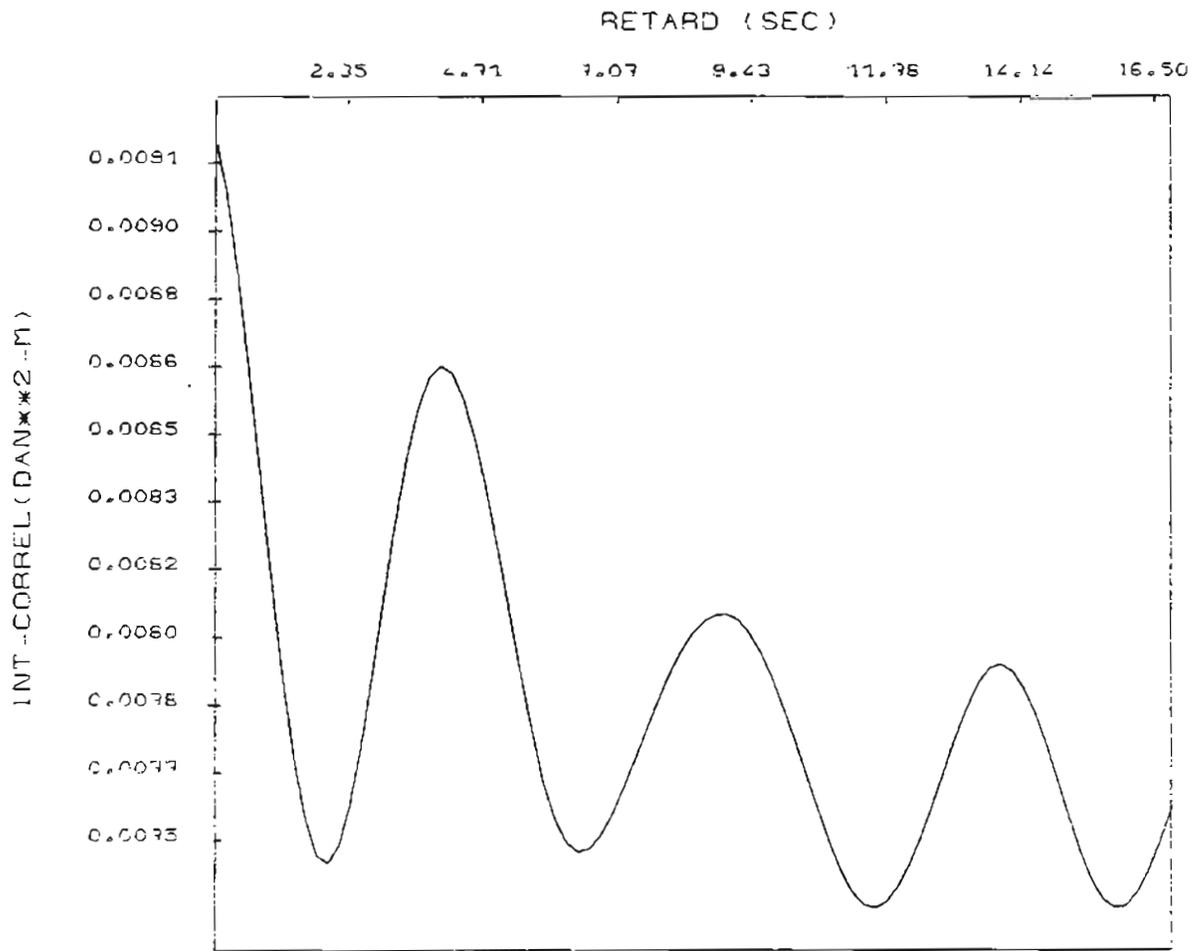


Figure A.13. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
force axiale de l'élément incliné.
moment hors du plan de l'élément horizontal.

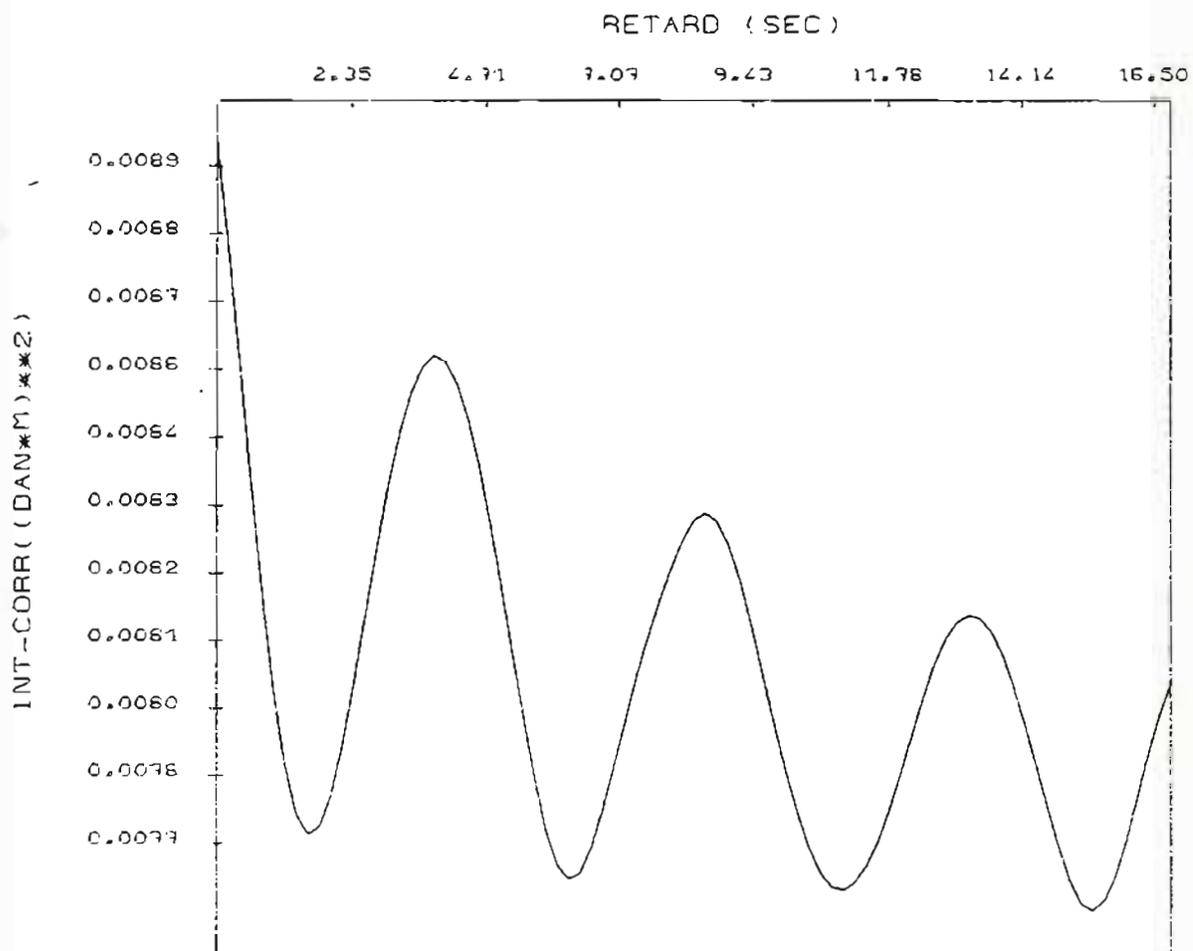


Figure A.14. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
moment dans le plan de l'élément horizontal.
moment dans le plan de l'élément incliné.

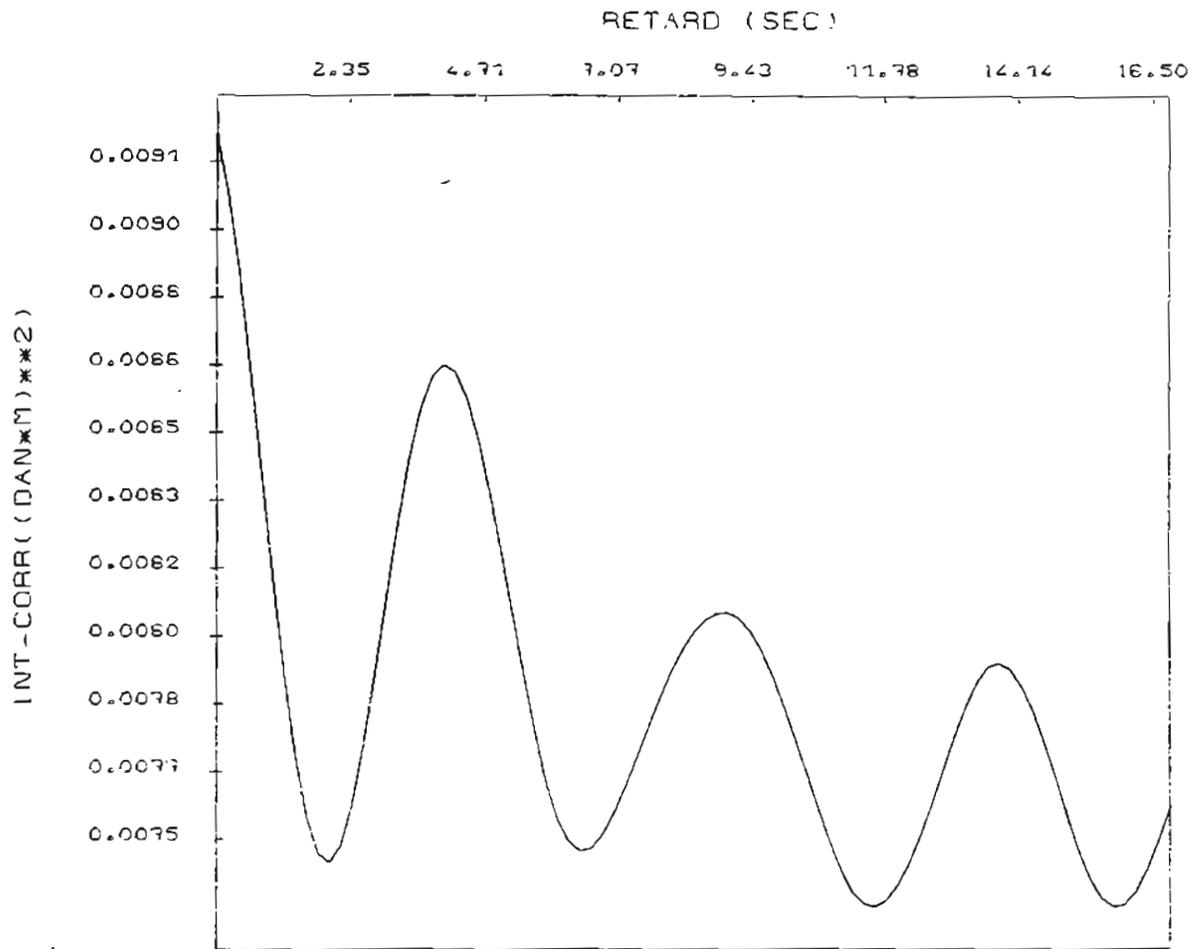


Figure A.15. Fonction d'inter-corrélation normalisée :
moment hors du plan de l'élément horizontal.
moment hors du plan de l'élément incliné.

A.6 Références.

A.1 Connor, J.J and Shyam Sunder, S.:"Wave Theories, Wave Statistics and Hydrodynamics Loads". Chapter for the Monograph on Introduction to Offshore Structures, Edited by D.V. Reddy and M. Arockiasamy, Boston, M.A. 1981.

A.2 Shinozuka, M.:"Simulation of Multivariate and Multidimensional Random Processes". The Journal of the Acoustical Society of America. June 1970. Volume 49, number 1, (part 2), pag. 357-368.

A.3 Molin, B.:"TABUO. Un Modèle de Comportement des Navires Amarrés sur Point Unique". Institut Français du Pétrole. Paris. Février. 1981.

A.4 Borgman, L.E.:"Ocean Wave Simulation for Engineering Design". J. Waterways and Harbors, Division, Proc. ASCE, Vol 95, No. WW 4. November, pp. 557-583, 1969.

ANNEXE B

ETUDE ANALYTIQUE ET EXPERIMENTALE DES FACTEURS DE CONCENTRATION
DES CONTRAINTES SUR UN JOINT X.

B.1 Introduction

L'évaluation expérimentale des facteurs de concentration de contraintes (FCC) sur un joint tubulaire X en plexiglass a été réalisée au début de cette étude. Les essais sur ce joint avaient comme objectifs :

- Le développement de procédures expérimentales appropriées pour la recherche du comportement structurel des joints tubulaires à échelle réduite en plexiglass.

- L'étude de la précision de la détermination des FCC par la modélisation en éléments finis en comparant les résultats analytiques et expérimentaux des déformations et facteurs de concentration de contraintes.

Les essais expérimentaux ont été partiellement préparés, instrumentés et réalisés par l'auteur à INTEVEP. Les essais ont été complétés dans le cours de l'année 1987 dans le cadre d'une étude relative à la flexibilité des joints tubulaires offshore par Sanchez et Col [B.1] aux laboratoires de l'INTEVEP S.A., Los Teques, Venezuela.

E.2 Modèle analytique du joint.

La figure B.1 montre les dimensions extérieures du joint tubulaire. Ses dimensions ont été choisies suivant la taille maximale compatible avec l'installation des essais structuraux de l'INTEVEP S.A. L'échelle résultant est entre 1/7 et 1/10 par rapport aux joints que l'on trouve habituellement dans l'industrie offshore. La relation de diamètres entre l'élément principal et l'élément secondaire est de 0.5.

La figure B.2 montre un schéma du modèle éléments finis du joint. Ce modèle est très proche en concept du celui utilisé pour la modélisation du joint en X de cette étude, qui se trouve représenté sur la figure 13 dans le texte principal. Cependant, le modèle est plus simple à réaliser car il s'agit d'une pièce avec trois plans de symétrie. Cette condition permet l'analyse des contraintes-déformations de la pièce sur seulement 1/8 de son volume. La table B.1 présente un sommaire des propriétés du modèle.

B.3 Modèle expérimental. Instrumentation et essais.

La figure B.3 montre un schéma de la pièce essayée et de la fixation utilisée. La pièce est attachée à un cadre plan en acier à travers des articulations planes par ses extrémités supérieures et inférieures. Sur la membrure horizontale droite est attaché un vérin statique hydraulique agissant à travers une cellule de mesure de chargement. La pression hydraulique du vérin est aussi mesurée par une cellule de pression. Sur les points de fixation

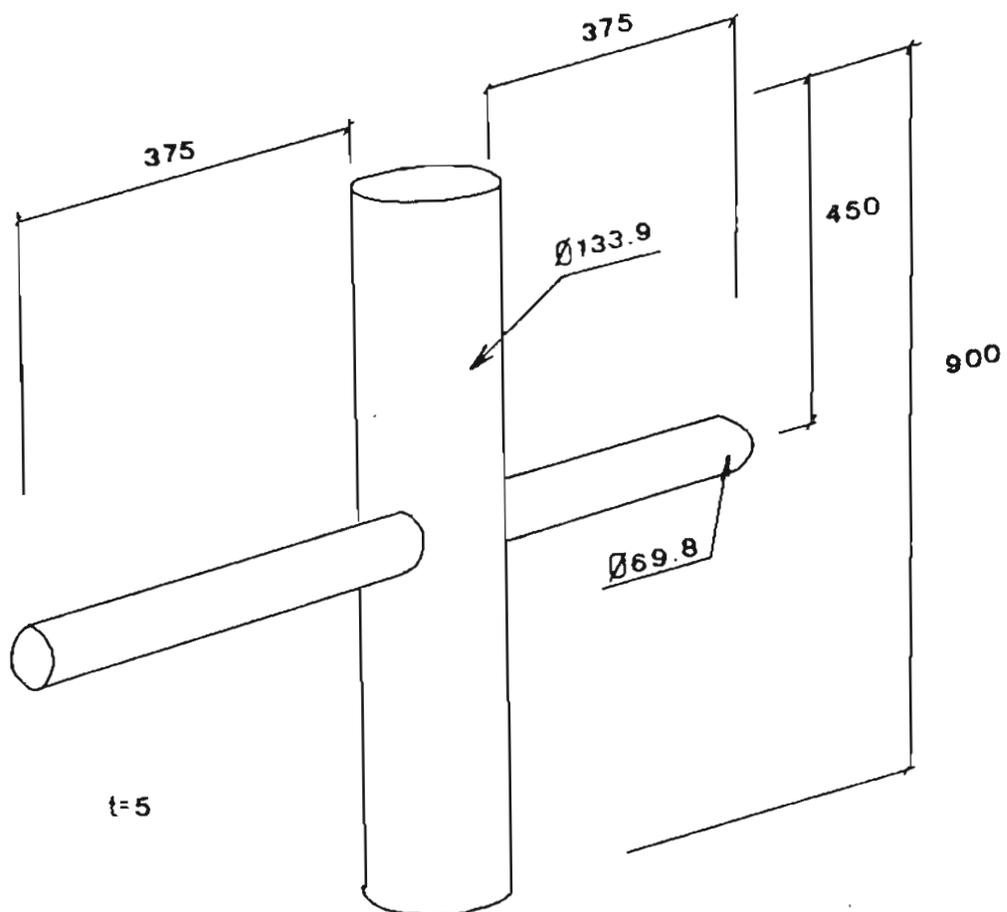


Figure B.1. Dimensions du joint en X.

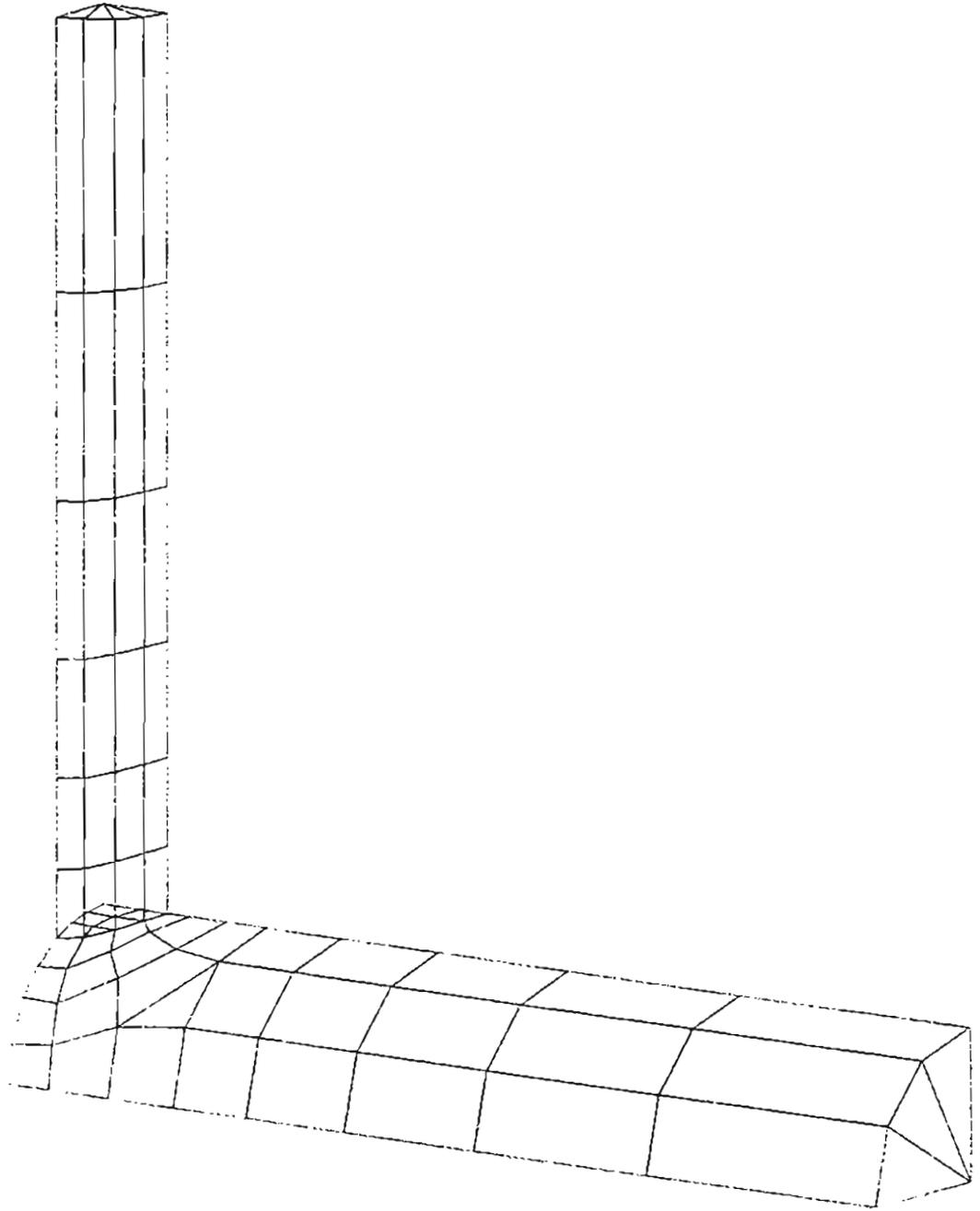


Figure 3.0. Model. Arrangements fins de joint en X.

Nombre total des points.....	349
Nombre total des éléments.....	296
Nombre total des groupes des matériaux.....	2
Nombre total des points structuraux.....	317
Nombre total des éléments actifs.....	296
Nombre total des groupes d'épaisseurs.....	3
Nombre total des cas de chargements.....	6
Nombre total des cas de chargements actifs.....	2
Nombre total des inconnues.....	1632
Demi-largeur de calcul matriciel.....	122
Nombre des points clés.....	143
Nombre des lignes.....	16
Nombre de mailles.....	4
Nombre maximum des degrés de liberté par point.....	6
Nombre des groupes d'inconnues	94
Nombre des sous-matrices de rigidité.....	691

Table B.1. Caractéristiques de base du modèle numérique du joint en X.

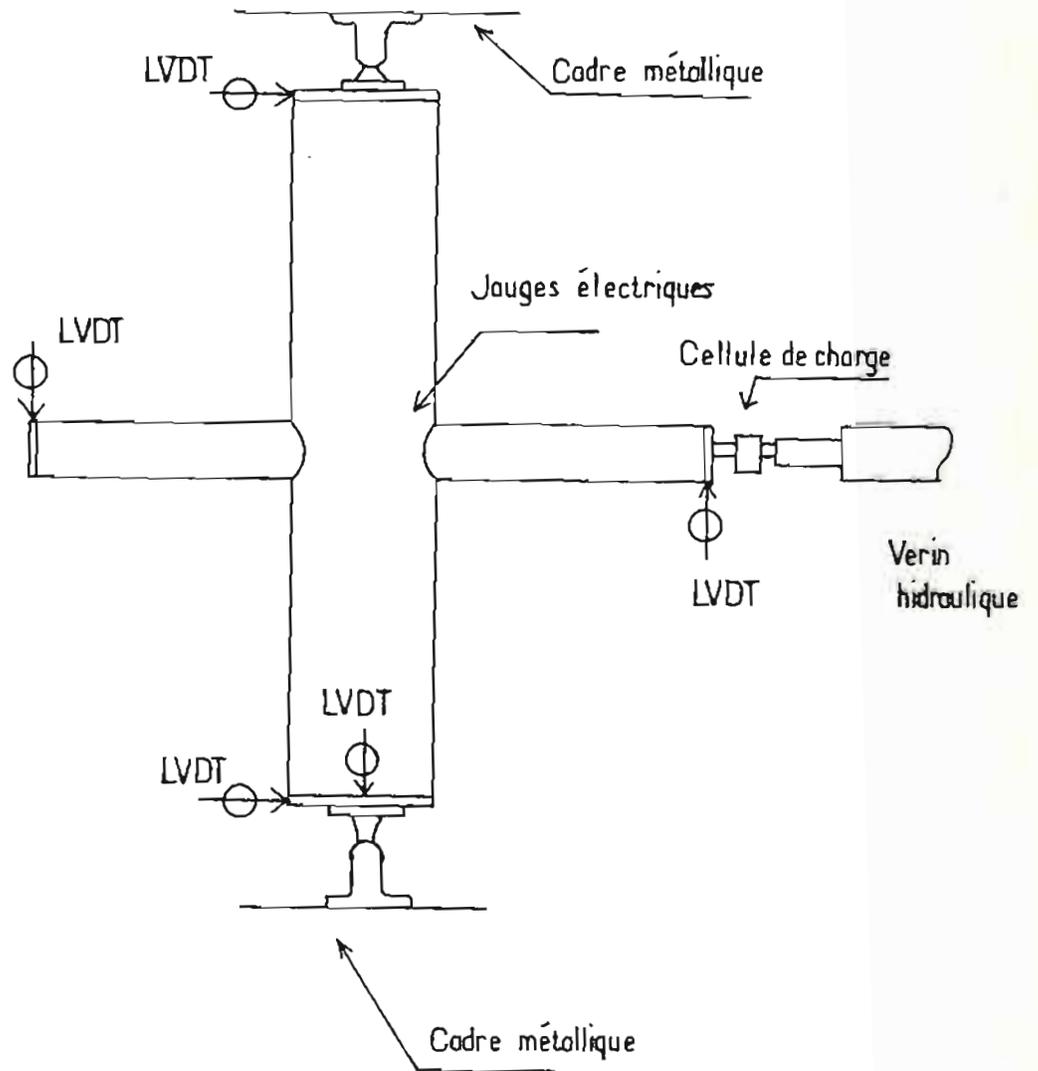


Figure B.3. Schéma de fixation et instrumentation de la pièce.

sont installés 5 extensomètres linéaires de type LVDT. Ils ont comme rôle de mesurer les déplacements relatifs entre le cadre et la pièce. La figure B.4 montre la disposition des jauges électriques utilisées pour la mesure des déformations superficielles autour de la liaison entre les éléments verticaux et horizontaux chargés (éléments à droite dans la figure B.3). Trois anneaux concentriques autour de la ligne du joint ont été instrumentés, le premier avec des jauges unidirectionnelles de 3 mm de longueur, les deux autres extérieurs à 10 et 30 mm respectivement, avec des rosettes tridirectionnelles à 45 degrés. La figure B.5 montre le type de rosettes utilisées ainsi que les formules associées pour le calcul des déformations et directions principales.

Des trois cas de chargement appliqués au joint on s'intéresse seulement au cas de charge axiale (toujours sur le tube horizontal à droite). Les deux autres cas de charge : moment dans le plan et moment hors du plan, n'ont pas pu être appliqués de manière indépendante car le moment appliqué entraîne dans les deux cas une composante de charge dans le joint. Cette force masque les déformations et contraintes dues au moment pur [B.1].

La figure B.6 montre les résultats des essais en charge axiale au niveau de 65.3, 147.25 et 205.91 N respectivement, pour le deuxième anneau, à 10 mm du bord de la liaison. Les déformations correspondantes au premier anneau, sur le bord du joint, n'ont pas été indiquées en raison du manque de symétrie et des irrégularités présentes dans les valeurs. Comme prévu, la mesure des déformations dans cette zone ne donne pas de résultats

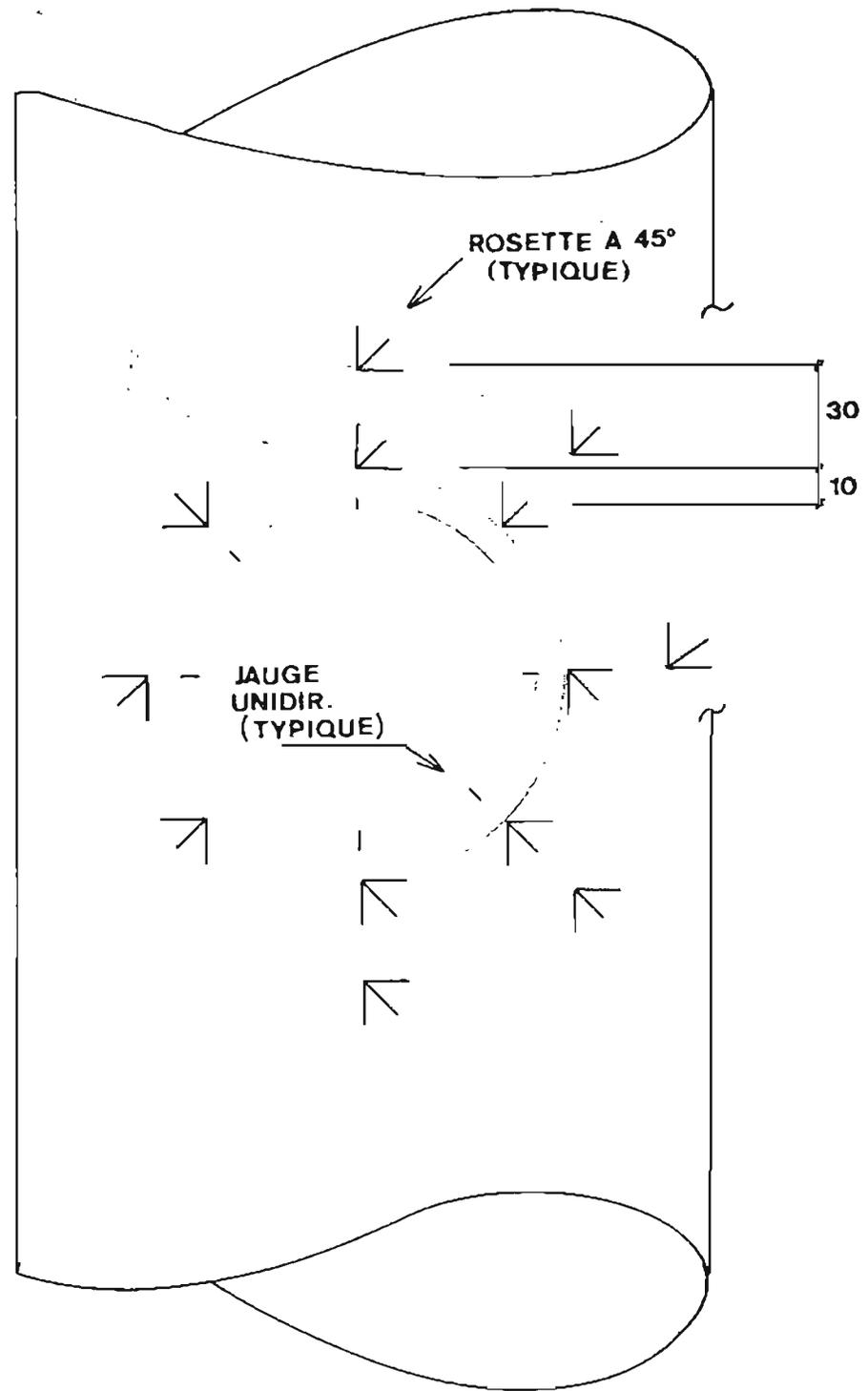
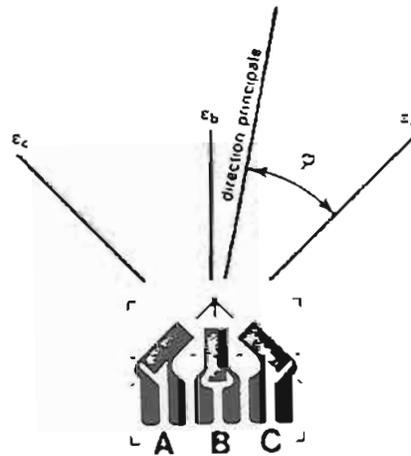


Figure 2.4. Disposition des jauges électriques sur le joint soudé.



$$d = \frac{\epsilon_A + \epsilon_C}{2} \quad r = \frac{\epsilon_A - \epsilon_C}{2 \cos 2\phi}$$

$$\tan 2\phi = \frac{2\epsilon_B - \epsilon_A - \epsilon_C}{\epsilon_A - \epsilon_C}$$

$$\epsilon_1 = d + r$$

$$\epsilon_2 = d - r$$

Figure 9.5. Expressions de calcul de rosettes à 45 degrés.

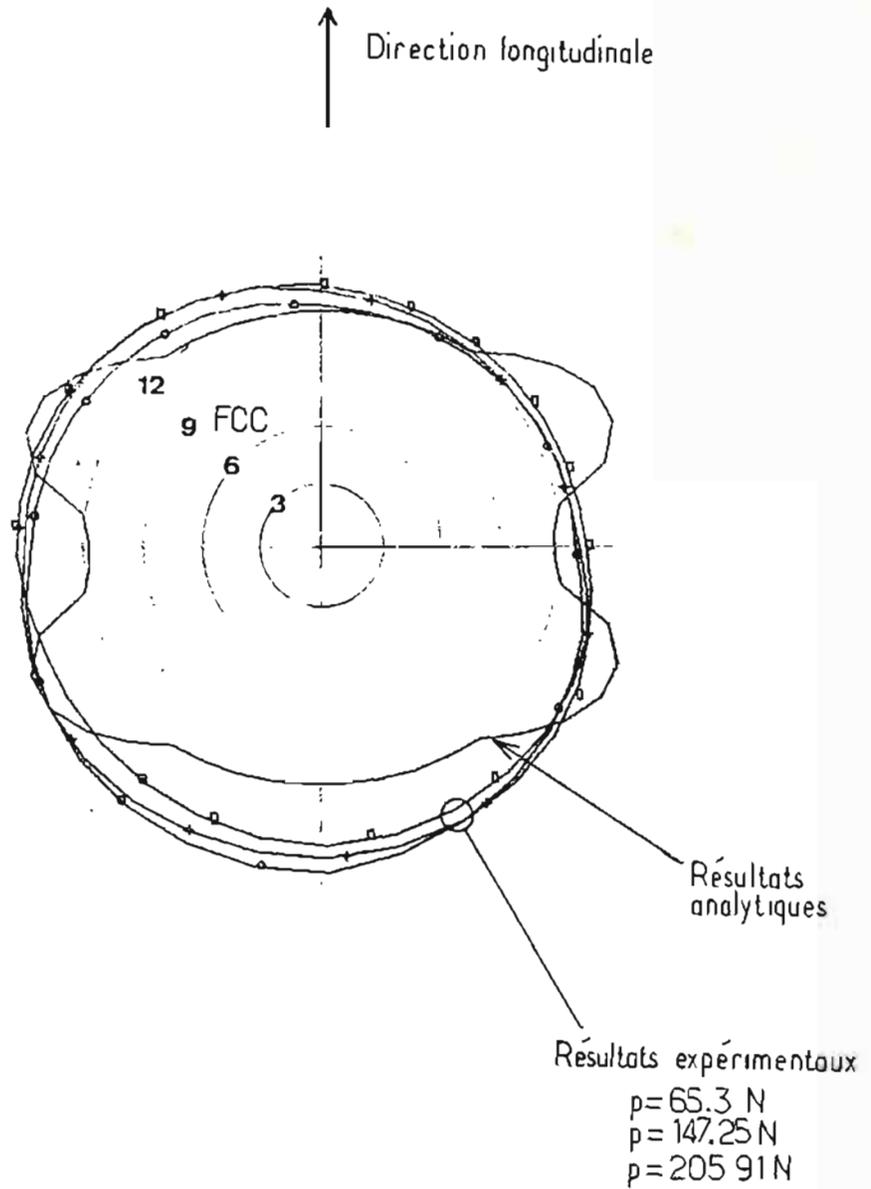


Figure B.6. Comparaison des facteurs de concentration des contraintes expérimentaux et analytiques (voir l'annexe 7).

cohérents qui puissent être interprétés avec un modèle simple ELFI comme celui utilisé ici. Le fort gradient de déformation et la forte dépendance tridimensionnelle qui caractérisent cette zone imposent l'utilisation d'éléments spéciaux (dits éléments soudure) ou l'utilisation des éléments de type volumique pour une bonne modélisation tridimensionnelle du solide.

La distribution de déformations expérimentales, et en conséquence le champ des FCC, montre une certaine asymétrie autour de l'axe transversal. Cette asymétrie est due à une excentricité du point d'application de la charge à l'extrémité du tube vers la partie supérieure de la pièce. Cette excentricité déplace significativement l'intensité des déformations vers le haut du joint, entraînant des plus fortes valeurs de FCC. Si l'on essaie de se centrer sur la distribution des FCC prévue par le modèle éléments finis on observe une différence d'environ 1.5 entre la prédiction analytique et les résultats expérimentaux dans la zone en haut du bord du joint. Ces résultats sont en accord avec la tendance observée dans la guide ARSEM (réf. 6, ch. 1) en ce qui concerne des différences existant entre formules paramétriques et résultats expérimentaux, cette différence étant attribuée aux difficultés de modélisation de la soudure. Dans notre cas, la modélisation avec des éléments finis d'une pièce tubulaire en plexiglass avec de grands rapports épaisseur/diamètre pose le problème additionnel du comportement tridimensionnel dans les liaisons car la structure s'éloigne quelque peu du comportement des structures coque. Ce problème n'existe pas dans la modélisation des pièces de taille réelle car les relations

épaisseur/diamètre sont plus près des celles des structures coque mince.

B.4 Système de mesure. Banque d'essais.

La figure B.7 montre un schéma du système de mesure utilisé. Il consiste en une chaîne d'acquisition de données spécialisée pour les mesures scientifiques. Elle est liée à un ordinateur commercial standard dans le but d'exploiter les résultats et de commander automatiquement le système d'acquisition de données. L'utilisation d'un tel système devient primordiale avec un nombre moyen de voies de mesure sur plexiglass car le comportement visco-élastique du matériau pendant le temps de la prise de mesures peut masquer les déformations créées par les charges appliquées. Avec un système moderne il est possible de scruter jusqu'à 120 voies par seconde, y compris le temps d'excitation des ponts de jauges électriques et des LVDT.

Il est aussi à remarquer l'importance du système de fixation et d'application des charges. L'un des problèmes majeur est de compter sur un mécanisme assez précis de centrage des charges, ce mécanisme doit vérifier le centrage à tous moments car la variation de charge peut induire des décentrages importants.

Les figures B.8 à B.10 montrent quelques photos détaillant l'emplacement des jauges et l'installation de l'instrumentation. Il paraît important de noter que la réalisation des essais comporte une partie importante de coûts de développement tant en matériel qu'en temps de préparation, exécution et interprétation

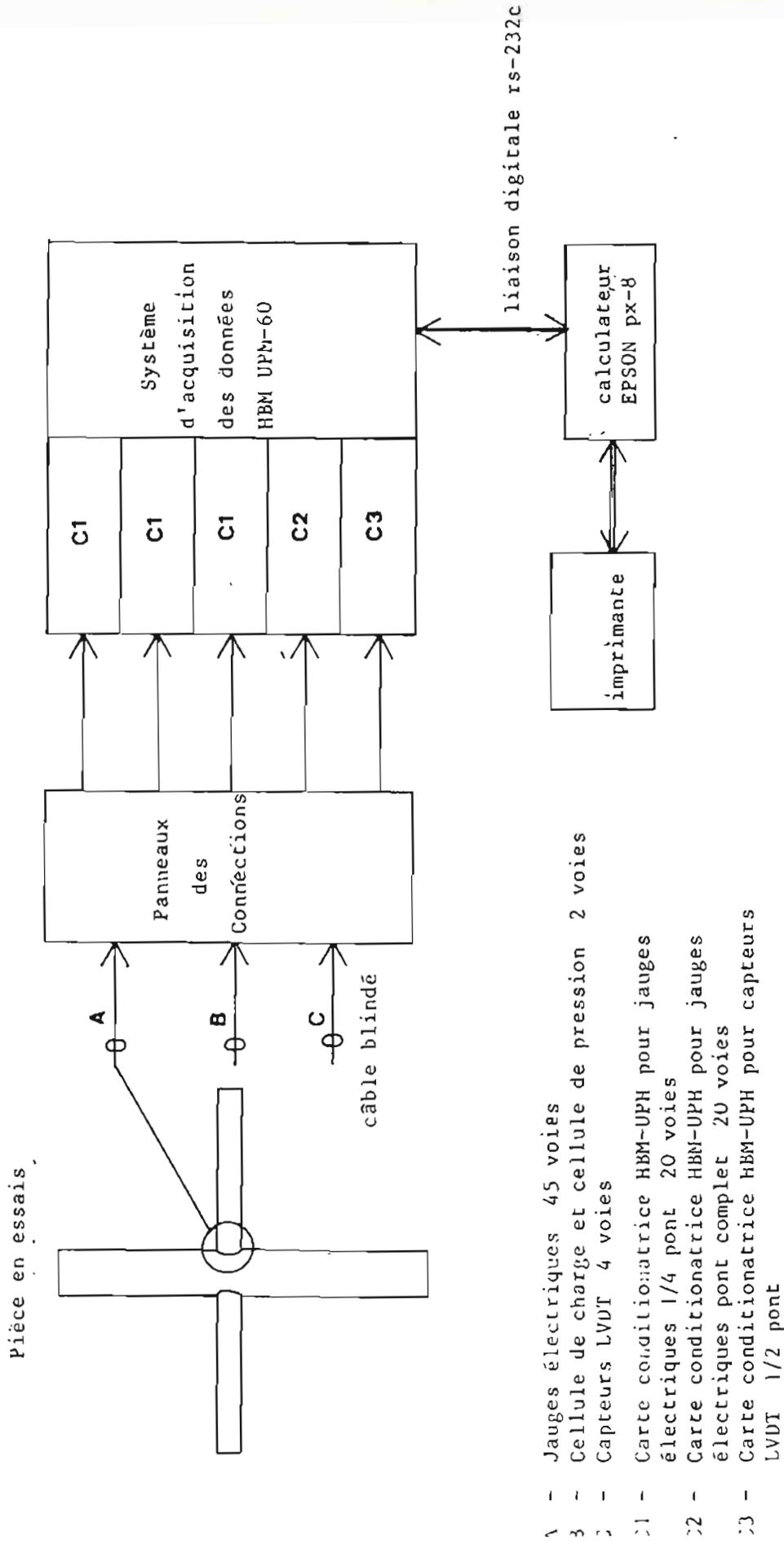


Figure B.7 - Schéma fonctionnel de la chaîne de mesure et d'enregistrement des essais

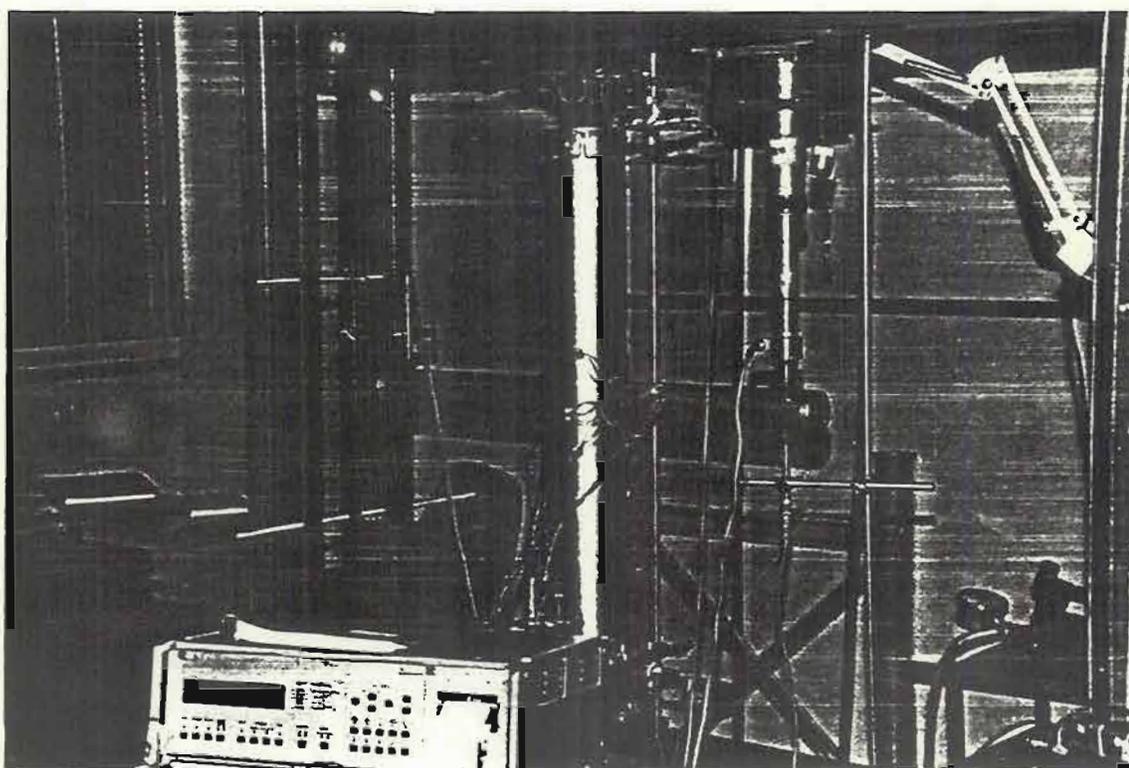


Figure B.8. Vue générale des essais sur le joint en X.



Figure B.9. Vue de l'installation des jauges électriques sur le joint en X.