



N° D'ORDRE: 6975

**UNIVERSITE DE PARIS-SUD
U.F.R. SCIENTIFIQUE D'ORSAY**

THESE

Présentée
pour obtenir

**Le GRADE de DOCTEUR EN SCIENCES
DE L'UNIVERSITE PARIS XI ORSAY**

PAR

Pierre-Emmanuel BERNAUDIN

**Sujet: ETUDE ET OPTIMISATION D'UN LINAC A TUBES DE GLISSEMENT POUR
ACCELERATION DE FORTS COURANTS DE PROTONS EN CONTINU**

Soutenue le 30 septembre 2002 devant la commission d'examen:

MM. HAISSINSKI Jacques (Président)
LAGNIEL Jean-Michel
LE DUFF Joël (Directeur de thèse)
MUELLER Alex (Rapporteur)
PAGANI Carlo (Rapporteur)
WARNER Dave

REMERCIEMENTS

Il me faut avant toutes choses remercier ici nombre de personnes, sans qui cette thèse n'aurait pas été ce qu'elle est.

Tout d'abord, mes remerciements vont à Jean-Michel LAGNIEL (CEA-DIF, Bruyères le Châtel), mon responsable officiel au sein du CEA, bien sûr pour m'avoir donné l'opportunité d'effectuer cette thèse et ensuite pour ses conseils avisés. Merci également à Joël LE DUFF (IN2P3-LAL, Orsay) pour en avoir assumé la direction universitaire.

Mes remerciements vont ensuite aux membres du jury, plus particulièrement aux rapporteurs, MM. Alex MUELLER (IN2P3-IPNO, Orsay) et Carlo PAGANI (INFN Milan), et à MM. Dave WARNER, qui m'a fait l'honneur de quitter sa calme retraite suisse et Jacques HAISSINSKI (IN2P3-LAL, Orsay).

Cette thèse n'aurait pas été possible sans l'implication des équipes de l'actuel SACM du CEA Saclay. Je sais combien je leur en suis redevable. Je tiens plus particulièrement à remercier Pierre-Yves BEAUVAIS, chef du projet IPHI, Gérard CONGRETTEL, spécialiste du vide et indispensable compagnon de manips, Didier URIOT pour ses patientes discussions sur la dynamique des faisceaux, Michel PAINCHAULT pour toute la phase de conception mécanique, Jacques GAIFFIER pour le suivi de fabrication des tubes de glissement et Olivier DELFERRIERE pour la partie consacrée aux aimants.

Je remercie également Pascal BALLEYGUIER (CEA-DIF, Bruyères-le-Châtel), auteur des calculs *MAFIA* présentés dans cette thèse, ainsi que d'une partie des mesures HF bas niveau.

La partie expérimentale, et en particulier les tests effectués au CERN, doivent beaucoup à la dynamique, sympathique et efficace équipe de l'ISN Grenoble: Michel FRUNEAU, Jean-Marie DE CONTO, Alain FONTENILLE, Emmanuel FROIDEFOND, Denis MARCHAND, Roger MICOUD, Michel PLANET et Jean-Claude RAVEL.

Merci également aux équipes du CERN-PS chargées de la mise en place de la zone test, plus particulièrement au très efficace Richard HAJDAS, à Maurizio VRETENAR, à Eric MONTESINOS (CERN-SPS) et à Jose MARQUES, et de DESY qui ont pris en charge les mesures magnétiques, plus particulièrement Yorck HOLLER (ZMEA 1).

Enfin, nombreuses sont les personnes de tous horizons qui ont contribué, que ce soit par une discussion scientifique ou un coup de tournevis, à l'aboutissement de ce projet: Alain Aspart, Francis Ballester, Michel Barras, Séverine Basseuil, Jean-Luc Biarotte, Jacky Bissirieux, Gilles Bourdelle, Daniel Bogard, George Charruau, Christian Chauvin, Denis De Menezes, Michel Desmons, Romuald Duperrier, Corinne Evesque, Ben Feinberg, Michel Fontaine, André Fontes, Alain France, Helmut Gaiser, Alain Garrigue, Anne-Marie Gauriot, Yannick Gauthier, Raphaël Gobin, Gilbert Grand, Abdallah Hamdi, Francis Harrault, Alex Harvey, Jean-Luc Jannin, François Launay, Pierre-Alain Leroy, Pierre Mattei, Nicolas Pichoff, Jacques Payet, Vincent Petit, Joe Sherman, François Simoens, Armand Sinnana, Isabelle Tosello, Emmanuelle Vernay, Manuel Vincent de Araujo. Merci à eux, et pardon à ceux que j'ai pu malencontreusement oublier...

은경마에게.
희망은 생명이다.

TABLE DES MATIERES

CHAPITRE I. INTRODUCTION	12
I.1 LES ACCELERATEURS DE PROTONS FORT COURANT ET LEURS APPLICATIONS	12
I.1.1. <i>La spallation</i>	12
I.1.2. <i>Source de neutrons</i>	14
I.1.3. <i>Transmutation et réacteur sous-critique</i>	14
I.1.4. <i>Production de tritium</i>	16
I.1.5. <i>Collisionneur de muons</i>	16
I.1.6. <i>Irradiation pour la fusion</i>	16
I.2 CARACTERISTIQUES ET ARCHITECTURES DES ACCELERATEURS FORT COURANT	16
I.2.1. <i>Accélérateurs pulsés et continus</i>	16
I.2.2. <i>Architecture</i>	17
I.2.3. <i>Historique</i>	17
I.3 LE PROJET IPHI	18
I.4 ARTICULATION DE LA THESE.....	19
CHAPITRE II. STRUCTURES ACCELERATRICES DE PROTONS D'ENERGIE INTERMEDIAIRE	21
II.1 INTRODUCTION.....	21
II.2 STRUCTURES ACCELERATRICES D'ENERGIE INTERMEDIAIRE	21
II.2.1. <i>Introduction</i>	21
II.2.2. <i>DTL</i>	23
II.2.3. <i>Structure quasi-Alvarez et SDTL</i>	23
II.2.4. <i>CCDTL</i>	25
II.2.5. <i>Linac type IH</i>	26
II.2.6. <i>Cavités supraconductrices basse énergie</i>	28
II.2.7. <i>Autres structures</i>	29
II.2.8. <i>Synthèse</i>	30
II.3 ETUDE THEORIQUE DE LA STRUCTURE ALVAREZ [16-17].....	33
II.3.1. <i>Rappel historique</i>	33
II.3.2. <i>Accélération dans un DTL</i>	37
II.3.3. <i>Focalisation dans un DTL</i>	38
II.3.4. <i>Comportement électromagnétique (HF)</i>	39
II.3.5. <i>Stabilisation de la structure Alvarez</i>	40
II.4 LES DEFIS D'UN DTL DE PUISSANCE	44
II.5 RESUME	45
CHAPITRE III. CONCEPTION D'UN DTL POUR FORTS COURANTS DE PROTONS EN CONTINU.....	51
III.1 OBJECTIFS ET CAHIER DES CHARGES	51
III.2 PARAMETRES D'OPTIMISATION	52
III.2.1. <i>Loi de phase synchrone</i>	52
III.2.2. <i>Focalisation transverse</i>	52
III.2.3. <i>Champ accélérateur</i>	53
III.2.4. <i>Limitation du champ Kilpatrick</i>	53
III.2.5. <i>Paramètres d'optimisation géométriques</i>	54
III.3 OUTILS D'OPTIMISATION	55
III.4 DESCRIPTION DE LA CONCEPTION RETENUE [6]	56
III.4.1. <i>Choix d'un "aimant unique"</i>	56
III.4.2. <i>Profil des cellules et dimensions</i>	58

III.4.3.	<i>Loi de phase synchrone</i>	58
III.4.4.	<i>Champ accélérateur</i>	59
III.4.4.1	Loi de champ	59
III.4.4.2	Obtention de la loi de champ	59
III.4.5.	<i>Caractéristiques générales</i>	60
III.4.6.	<i>Dynamique faisceau</i>	62
III.4.6.1	Avances de phase.....	62
III.4.6.2	Evolutions transverses et longitudinale; taille de faisceau.....	62
III.4.6.3	Caractéristiques de faisceau en entrée et en sortie du DTL	63
III.4.7.	<i>Etude d'erreurs</i>	64
III.4.7.1	Erreurs sur le champ et la fréquence.....	65
III.4.7.2	Erreurs sur les quadripôles	67
III.4.7.3	Tolérances	70
III.5	IMPLICATIONS DE CETTE CONCEPTION	70
III.6	RESUME	71

CHAPITRE IV. CONCEPTION D'UN PROTOTYPE DE DTL COURT.....73

IV.1	INTRODUCTION.....	73
IV.1.1.	<i>Objectifs du prototype</i>	73
IV.1.2.	<i>Les principales difficultés</i>	74
IV.1.3.	<i>Composition du prototype</i>	74
IV.2	CONCEPTION DES QUADRIPOLES.....	76
IV.2.1.	<i>Introduction</i>	76
IV.2.2.	<i>Généralités</i>	76
IV.2.3.	<i>Quadripôles pour tubes de glissement</i>	78
IV.2.4.	<i>Conception du circuit magnétique</i>	78
IV.2.4.1	Etudes préliminaires	78
IV.2.4.2	Présentation des conceptions.....	82
IV.2.4.2.1	Quadripôle à conducteur creux.....	82
IV.2.4.2.2	Quadripôle à conducteur plein	85
IV.2.4.2.3	Comparaison avec le cahier des charges.....	88
IV.2.5.	<i>Conception des bobines et du refroidissement</i>	89
IV.2.5.1.1	Aimant à conducteur creux.....	89
IV.2.5.1.2	Aimant à conducteur plein	90
IV.2.6.	<i>Récapitulatif</i>	92
IV.2.7.	<i>Tolérances et alignement</i>	92
IV.2.7.1	Tolérances de réalisation	92
IV.2.7.2	Alignement et positionnement	94
IV.2.7.2.1	Effet de quadripôle tourné.....	94
IV.2.7.2.2	Alignement	95
IV.3	CONCEPTION MECANIQUE DES TUBES DE GLISSEMENT	97
IV.3.1.	<i>Tube de glissement pour aimant à conducteur creux</i>	98
IV.3.2.	<i>Tube de glissement pour aimant à conducteur plein</i>	103
IV.3.3.	<i>Comparaison</i>	106
IV.4	CONCEPTION MECANIQUE DE L'ENCEINTE.....	106
IV.4.1.	<i>Généralités</i>	106
IV.4.1.1	Introduction	106
IV.4.1.2	Le cuivre [23-24].....	108
IV.4.1.3	L'aluminium [26-27].....	111
IV.4.1.4	Les alliages ferreux.....	111
IV.4.1.4.1	Acier inoxydable [28].....	111
IV.4.1.4.2	Acier au carbone.....	112
IV.4.1.4.3	Invar [29]	112
IV.4.1.5	Récapitulatif	113
IV.4.2.	<i>L'enceinte en cuivre</i>	114
IV.4.2.1	Conception générale	114
IV.4.2.2	Etude thermique et mécanique.....	115
IV.4.3.	<i>L'enceinte en acier inoxydable [33]</i>	116
IV.4.3.1	Conception générale	116
IV.4.3.2	Le refroidissement	117

IV.4.3.2.1	Baigner l'enveloppe extérieure dans une circulation d'eau	117
IV.4.3.2.2	Implanter des canaux de refroidissement.....	117
IV.4.3.3	Optimisation de l'échange thermique.....	118
IV.4.3.4	Etude thermique et mécanique.....	123
IV.4.3.4.1	Tenue en pression.....	123
IV.4.3.4.2	Etude thermo-mécanique 3D.....	123
IV.4.3.5	Refroidissement.....	130
IV.4.4.	<i>La liaison tube de glissement - enceinte</i>	131
IV.4.4.1	Introduction.....	131
IV.4.4.2	Elément de souplesse.....	132
IV.4.4.3	Elément intermédiaire de fixation: le système de poutre	135
IV.5	VIDE.....	137
IV.5.1.	<i>Choix technologiques</i>	137
IV.5.1.1	Traitements de surface.....	137
IV.5.1.2	Pompes.....	137
IV.5.1.3	Joint.....	139
IV.5.2.	<i>Calcul du vide</i>	140
IV.5.2.1	Dimensionnement de la grille de pompage.....	140
IV.5.2.2	Taux de désorption	141
IV.5.2.3	Calcul du vide [44].....	143
IV.6	RESUME	145
CHAPITRE V. REALISATION DU PROTOTYPE COURT		155
V.1	INTRODUCTION.....	155
V.2	AIMANTS.....	155
V.2.1.	<i>Quadripôle à conducteur creux</i>	155
V.2.2.	<i>Quadripôle à conducteur plein</i>	157
V.2.3.	<i>Conclusions</i>	161
V.2.4.	<i>Discussion</i>	161
V.3	TUBES DE GLISSEMENT [2-3].....	162
V.3.1.	<i>Tube de glissement pour aimant à conducteur creux</i>	162
V.3.2.	<i>Tube de glissement pour aimant à conducteur plein</i>	167
V.3.3.	<i>Conclusion. Perspectives d'améliorations</i>	170
V.3.4.	<i>Défaut d'étanchéité et réparations</i>	171
V.3.5.	<i>Déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein</i>	173
V.3.6.	<i>Discussion</i>	174
V.4	SOUFFLETS ET DISPOSITIF DE REGLAGE.....	174
V.4.1.	<i>Soufflets</i>	174
V.4.2.	<i>Discussion</i>	175
V.5	ENCEINTE.....	175
V.5.1.	<i>Enceinte en cuivre</i>	176
V.5.1.1	Fabrication de la poutre.....	176
V.5.1.2	Fabrication des capots.....	176
V.5.1.3	Fabrication de l'enceinte.....	177
V.5.1.4	Discussion.....	183
V.5.2.	<i>Enceinte en acier inoxydable</i>	183
V.5.2.1	Cuivrage.....	184
V.5.2.2	Réalisation.....	186
V.5.2.3	Discussion.....	189
V.6	RESUME	190
CHAPITRE VI. TESTS DU PROTOTYPE COURT		193
VI.1	ESSAIS A BAS NIVEAU DE PUISSANCE.....	193
VI.1.1.	<i>Essais mécaniques des soufflets en cuivre et des joints de type Helicoflex pour brides en cuivre ...</i>	193
VI.1.1.1	Dispositif expérimental.....	193
VI.1.1.2	Essai mécanique des soufflets.....	193
VI.1.1.3	Essai des joints.....	194
VI.1.1.4	Conclusions.....	194
VI.1.2.	<i>Test préliminaire de l'aimant à conducteur plein [1]</i>	194
VI.1.2.1	Dispositif expérimental.....	195

VI.1.2.1.1	Principes généraux	195
VI.1.2.1.2	Réalisation technique	195
VI.1.2.2	Présentation du test.....	195
VI.1.2.2.1	Débits	195
VI.1.2.2.2	Guidages hydrauliques	197
VI.1.2.2.3	Thermique	197
VI.1.2.3	Résultats hydrauliques.....	197
VI.1.2.4	Résultats thermiques	198
VI.1.2.4.1	Carte de températures	198
VI.1.2.4.2	Guidages hydrauliques	199
VI.1.2.5	Conclusions	199
VI.1.3.	<i>Tests électriques</i>	200
VI.1.4.	<i>Mesures magnétiques</i>	202
VI.1.5.	<i>Répulsion mutuelle des quadripôles</i>	203
VI.1.6.	<i>Tests HF bas niveau</i>	203
VI.1.6.1	Fréquence de résonance.....	203
VI.1.6.2	Couplage.....	205
VI.1.6.3	Facteur de qualité	205
VI.1.6.4	Antennes de mesure.....	205
VI.1.6.5	Mesure du champ sur l'axe	206
VI.2	ESSAIS FINAUX A PUISSANCE NOMINALE.....	209
VI.2.1.	<i>Conception des diagnostics</i>	210
VI.2.1.1	Diagnostics thermo-mécaniques	210
VI.2.1.1.1	Tubes de glissement	210
VI.2.1.1.2	Thermique de l'enceinte.....	210
VI.2.1.1.3	Déformations thermiques	212
VI.2.1.2	Mesures HF	212
VI.2.1.3	Mesures liées au vide.....	215
VI.2.1.4	Rayonnement	215
VI.2.1.5	Sécurité.....	215
VI.2.2.	<i>Généralités relatives à l'implantation</i>	215
VI.2.3.	<i>Conditionnement de la cavité</i>	217
VI.2.3.1	Pré-formation.....	217
VI.2.3.2	Formation	218
VI.2.4.	<i>Essais en puissance</i>	220
VI.2.4.1	Comportement thermique du prototype	220
VI.2.4.2	Comportement mécanique de la cavité	221
VI.2.4.3	Mesures du champ sur l'axe par spectrographie X.....	221
VI.2.4.4	Mesures liées au vide.....	224
VI.2.5.	<i>Analyse de la cavité après ouverture</i>	225
VI.3	RESUME	226

CHAPITRE VII. CONCLUSION: PERSPECTIVES POUR LA REALISATION D'UN LINAC A TUBES DE GLISSEMENT POUR ACCELERATION DE FORTS COURANTS DE PROTONS EN CONTINU229

VII.1	BILAN GENERAL DES ESSAIS	229
VII.2	PERSPECTIVES D'AMELIORATIONS	229
VII.2.1.	<i>Aimants</i>	229
VII.2.2.	<i>Conception mécanique</i>	232
VII.2.2.1	Tubes de glissement.....	232
VII.2.2.2	Enceinte	232
VII.2.2.3	Vide	Erreur ! Signet non défini.
VII.2.3.	<i>Dynamique faisceau</i>	233
VII.3	ETUDES ET ESSAIS COMPLEMENTAIRES	234
VII.4	CONCLUSION	234

Chapitre I. Introduction

I.1 Les accélérateurs de protons fort courant et leurs applications

I.1.1. La spallation

Les accélérateurs de protons à fort courant sont une nouvelle génération de machine dont le champ d'application est extrêmement vaste, depuis la physique fondamentale jusqu'à la production d'énergie en passant par l'écologie et le militaire. Cette nouvelle génération de machines se situe à la limite des capacités technologiques actuelles dans bien des domaines: la mécanique (usinage, soudure, brasage de précision), les techniques du vide, de la cryogénie, des mesures (mécaniques, magnétiques, hyperfréquence...), l'informatique (puissance de calcul pour la simulation)... Leur réalisation est donc un défi à même de stimuler des avancées technologiques dans un large panel de domaines, pour des applications aussi variées que fondamentales.

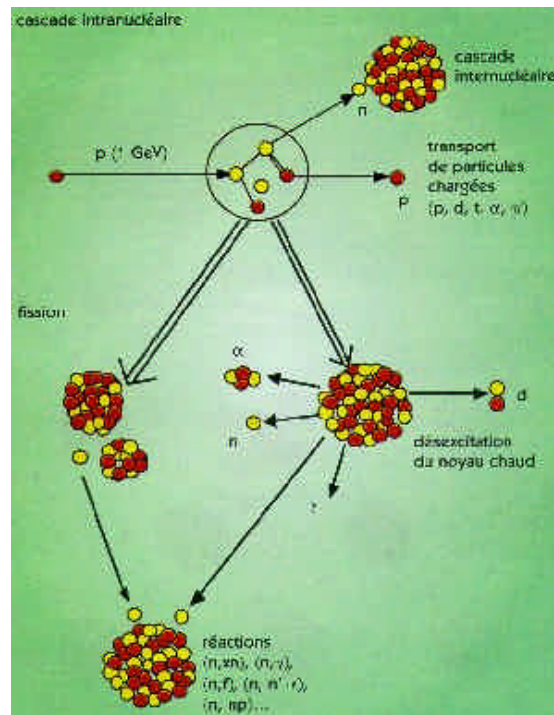


figure I-1 - Schémas des principaux mécanismes élémentaires intervenant lors d'une réaction de spallation (protons en rouge, neutrons en jaune).

La plupart des applications de ces machines reposent sur le principe de la spallation, phénomène consistant à produire des neutrons rapides en bombardant une cible avec un faisceau de protons, d'ions H⁺ ou de deutons hautement énergétiques (quelques centaines de MeV à quelques GeV). Suite aux collisions nucléons-nucléons induites, les noyaux cibles sont laissés dans un niveau d'excitation élevé, et lors de leur désexcitation des particules légères (neutrons, protons, deutons, alphas...) sont émises avec une faible énergie, qui pour certaines suffit à provoquer une nouvelle réaction de spallation avec des noyaux voisins (figure I-1). D'autres noyaux fissionnent en noyaux plus légers. Néanmoins, compte tenu des énergies des particules émises (quelques MeV), seuls les neutrons, dans la mesure où ils ne sont pas sensibles aux forces électromagnétiques, sortent de la cible, ce qui permet d'utiliser ce processus pour créer une source de neutrons de flux important avec un large spectre en énergie. La figure I-2 présente le rendement de la réaction de spallation par proton et par GeV d'énergie des protons incidents issus de l'accélérateur [1].

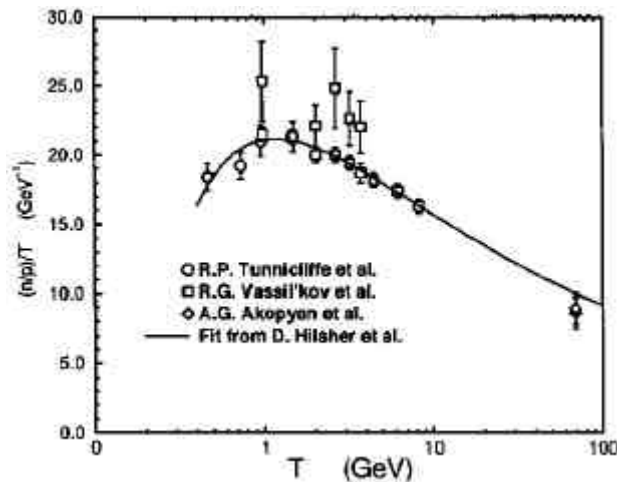


figure I-2 - Rendement de la réaction de spallation par proton et par GeV d'énergie de ce proton [1].

Les réacteurs expérimentaux actuels utilisés pour produire des neutrons à des fins de recherche et d'expérimentation délivrent des flux de l'ordre de $3 \cdot 10^{11}$ n/cm²/s (réacteur Orphée du CEA Saclay). Or les flux de neutrons demandés par les nouvelles applications vont de $9 \cdot 10^{13}$ n/cm²/s (pour les projets de test des matériaux pour la fusion) à 10^{15} ou 10^{16} n/cm²/s pour les réacteurs hybrides et la transmutation des déchets. Il existe donc un facteur 100 à 100 000 entre les performances d'un réacteur expérimental actuel et celles maintenant demandées.

Application	Particule	Energie faisceau (GeV)	Courant faisceau (mA)	Taux de répétition (Hz)
Source de neutrons	H ⁺ , H ⁻	1,0 à 1,5	0,5 à 3,0	~50
Transmutation	H ⁺	0,8 à 1,5	1,5 à 200	Continu
Réacteur sous-critique	H ⁺	12 à 15	1	Continu
Production de tritium	H ⁺	0,6 à 1,8	40 à 100	Continu
Collisionneur de muons	H ⁺	30	0,25	15
Irradiation pour la fusion	D ⁺	0,04	125 à 250	Continu

Table I-1 - Caractéristiques des accélérateurs de forte intensité selon leurs applications.

La conception des accélérateurs et des cibles destinés à des sources de neutrons de spallation est donc dictée à la fois par la réaction de spallation elle-même, qui détermine l'énergie des particules, que par l'application, qui fixe le cycle utile et l'intensité du faisceau. Ces machines accélèrent soit des protons, soit des ions H^- (plus facile à injecter dans un anneau de compression que les protons mais qui sont de toute façon transformés en protons lors de l'injection dans l'anneau), soit des deutons, qui ont un comportement un peu différent lors de la réaction de spallation. Les caractéristiques des accélérateurs dédiés à ces différentes applications sont résumées sur la table I-1.

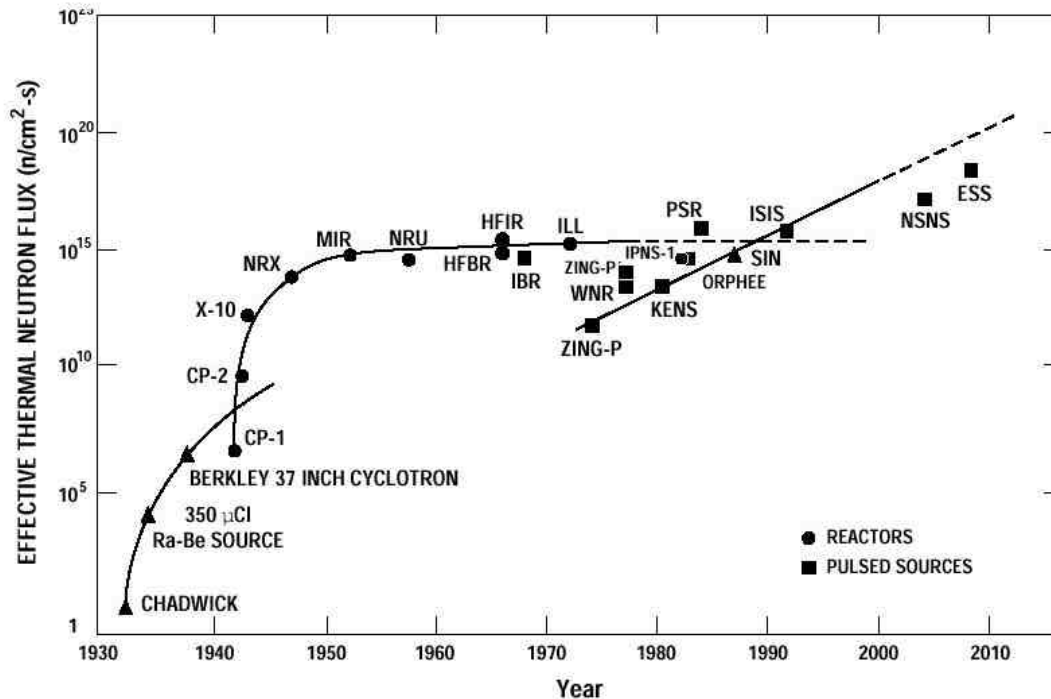


figure I-3 - Evolution des flux de neutrons pour la recherche [2]. ESS et NSNS sont des projets de sources de neutrons utilisant des accélérateurs d'ions légers de forte intensité.

I.1.2. Source de neutrons

Le développement technologique de nouveaux matériaux (composites, céramiques, composants électroniques ou optiques, supraconducteurs haute température...) nécessite, pour étudier leurs propriétés microscopiques fondamentales, une "sonde atomique" que sont le rayonnement synchrotron et les sources de neutrons (figure I-3). Des sources de neutrons plus performantes, produisant un flux plus important que les réacteurs et sources actuelles, sont donc une application fondamentale de la spallation.

Avec un cycle utile relativement faible et une puissance faisceau de l'ordre du MW, cette application est l'une des moins exigeantes vis-à-vis de l'accélérateur linéaire. La machine SNS (*Spallation Neutron Source*), dédiée à cette application, est en cours de réalisation à Oak Ridge (Etats-Unis).

I.1.3. Transmutation et réacteur sous-critique

Le besoin de sécurité nucléaire, particulièrement mis en relief suite à l'accident de Tchernobyl, combiné au problème récurrent de la gestion des déchets nucléaires, a conduit à l'idée d'une nouvelle génération de centrales nucléaires à fission capable de remédier à ces deux défauts majeurs des réacteurs actuels. L'idée de l'amplificateur d'énergie, vieille de plusieurs décennies mais remise au premier plan par Carlo Rubbia à la fin des années 1980, consiste à utiliser un

réacteur sous-critique, le supplément de neutrons nécessaire à l'entretien de la réaction en chaîne provenant de la source de spallation, qui utilise un combustible abondant et de rendement énergétique intéressant, le thorium, dont 780 kg permettent de produire autant d'énergie que 2 tonnes d'uranium brut, et qui brûle ses propres déchets suivant le principe de la transmutation (figure I-4).

Le retraitement des déchets radioactifs à vie longue issus des centrales nucléaires traditionnelles est une application dont l'idée remonte aux années 1950, mais les flux importants de neutrons requis n'ont pas permis d'envisager sa mise en œuvre avant ces dernières années.

Il s'agit de transmuter les actinides à durée de vie longue fortement radioactifs (Np^{237} , Am^{243} , Cm^{245} , Tc^{99} , I^{129}), en éléments stables (comme par exemple le Ru^{100} pour le Tc^{99}), ou à durée de vie courte en vue d'un stockage "temporaire" (quelques dizaines d'années, à comparer avec les durées de vie de plusieurs millions d'années des actinides considérés). Cette transmutation se fait par le biais des neutrons issus de la source de spallation. On considère qu'un tel système, piloté par un accélérateur continu de 1,6 GeV et 250 mA, pourrait brûler les déchets de sept centrales nucléaires conventionnelles, soit 2,5 tonnes par an.

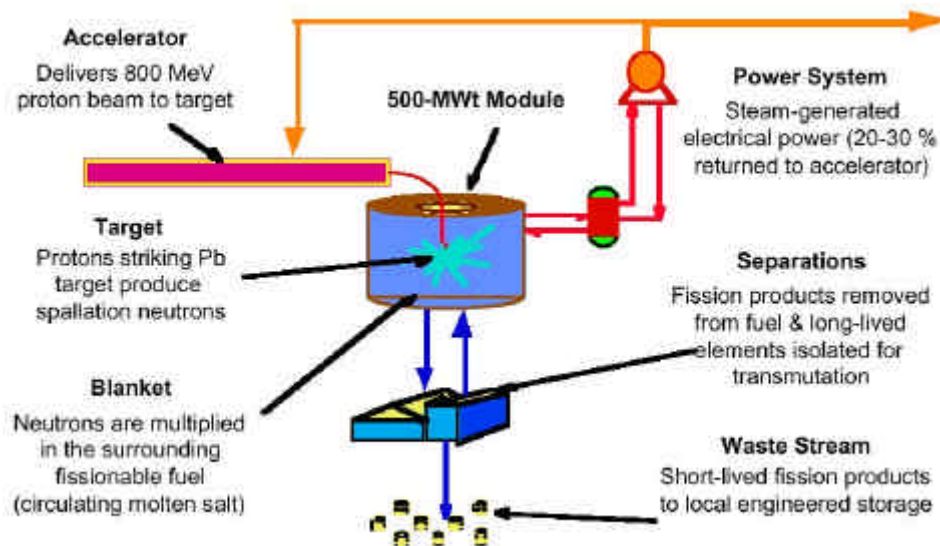
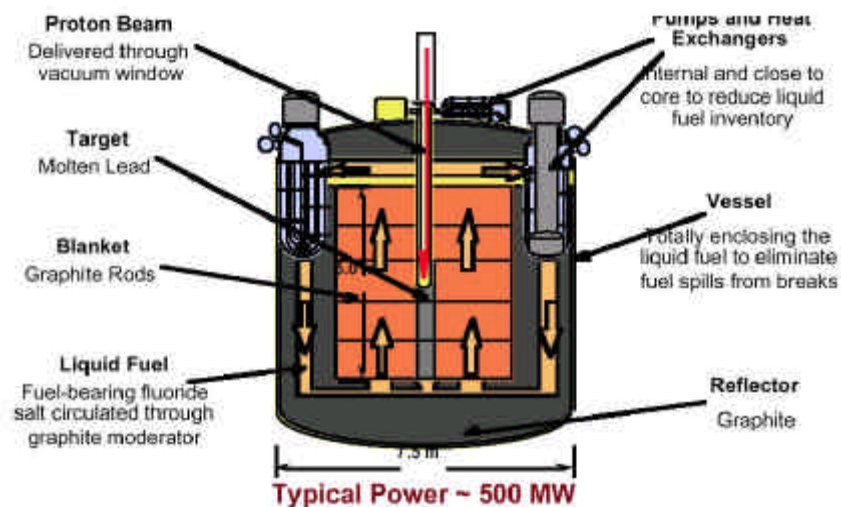


figure I-4 – Conception de l'amplificateur d'énergie conçu à Los Alamos [4].



Ce type de projet impose à l'accélérateur, en plus de caractéristiques faisceau exigeantes selon les standards actuels, des contraintes en termes de fiabilité (aussi bien pour obtenir un rendement industriel optimal que pour des raisons de stabilité et de sécurité) qui sont nouvelles à ce domaine, et qui constituent un défi majeur.

I.1.4. Production de tritium

Historiquement, la production de tritium est à l'origine de l'essor des accélérateurs de puissance à la fin des années 1980. Le tritium, isotope radioactif de l'hydrogène entrant dans la composition des bombes nucléaires, est un matériau radioactif stratégique dont la durée de vie relativement faible (demi-vie de 12,33 ans) impose un renouvellement régulier.

Le bombardement d'une cible en He^3 ou en Li^6 par des neutrons issus de la source de spallation permettent la production de tritium. Les paramètres de l'accélérateur sont évidemment liés à la quantité de tritium à produire annuellement; pour produire 3 kg de tritium dans l'option hélium, un faisceau de 170 MW est nécessaire, contre seulement 24 MW dans l'option lithium.

Avec la fin de la guerre froide, et l'existence de méthodes de production alternatives plus économiques, ces projets sont toutefois en sommeil.

I.1.5. Collisionneur de muons

Une application plus lointaine des accélérateurs de protons de haute intensité se situe dans le domaine de la physique fondamentale. L'idée d'un collisionneur de muons fait en effet son chemin. Les muons sont des leptons (particules fondamentales) comme les électrons, mais qui présentent par rapport à ceux-ci des avantages remarquables, dont une section efficace de production des bosons de Higgs 40 000 fois supérieure et la quasi suppression du bremsstrahlung (rayonnement synchrotron parasite) du fait de sa masse bien plus élevée. Les muons sont produits par interaction entre un faisceau de protons de plusieurs dizaines de GeV avec une cible en métal lourd [5].

Les accélérateurs linéaires nécessaires à la réalisation de ce type de collisionneur doivent donc posséder des énergies plus fortes que les autres applications, mais avec des intensités et cycles utiles plus faibles; à ce double titre, cette application se situe donc un peu en marge.

I.1.6. Irradiation pour la fusion

Dans le cadre du projet DEMO, successeur prévu au tokamak ITER, les spécialistes de la fusion contrôlée ont besoin d'un outil permettant de tester les matériaux dans les conditions d'irradiation réalistes. A ce titre, IFMIF ("*International Fusion Materials Irradiation Facility*") consisterait en deux faisceaux de 125 mA accélérés à 40 MeV et interagissant avec une cible de lithium liquide pour produire des neutrons de 14 MeV.

IFMIF se différencie des autres projets par la forte intensité nécessaire et la modeste énergie requise, mais aussi et surtout par la nature des particules accélérées: des deutons [6].

I.2 Caractéristiques et architectures des accélérateurs fort courant

I.2.1. Accélérateurs pulsés et continus

Il semble légitime de distinguer, au sein des accélérateurs fort courant, deux catégories de machines pour lesquelles les contraintes techniques sont fort différentes: les accélérateurs pulsés et les accélérateurs continus.

La majorité des accélérateurs de particules, et en particulier ceux dédiés à la physique des hautes énergies, sont des machines fonctionnant à bas cycle utile (ce qui signifie que l'onde

hyperfréquence accélératrice n'est pas continûment injectée dans la machine afin de limiter les charges thermiques, et donc que le faisceau est pulsé à une fréquence dépendant de cette injection). La difficulté de ce type de machines est plutôt liée aux états transitoires. Mais depuis les débuts des accélérateurs linéaires de protons, c'est-à-dire depuis les années 1950, les chercheurs se préoccupent de développer des machines dites "continues".

Les machines dites continues produisent elles aussi un faisceau "pulsé", mais la fréquence des paquets de particule est celle de l'onde hyperfréquence. L'onde accélératrice et la puissance électrique éventuellement nécessaire à la focalisation sont délivrés en permanence, de façon non cyclique. Aussi le principal problème associé est-il la forte charge thermique. C'est à ce type de machine que nous allons nous intéresser, tout en sachant qu'aucun accélérateur de protons en continu n'a à ce jour fonctionné au delà du stade du RFQ (quelques MeV).

I.2.2. Architecture

L'architecture optimale des accélérateurs de protons de forte intensité est bien établie pour les hautes énergies. A basse énergie, une source à résonance cyclotronique électronique (ECR) injecte les protons dans un quadripôle radiofréquence (RFQ) jusqu'à une énergie dépendant du type de cavité accélératrice suivante; et en fin de chaîne, à partir d'une énergie de l'ordre de la centaine de MeV, des cavités supraconductrices, voire des cavités CCL, portent le faisceau jusqu'à l'énergie finale.

Il existe plusieurs concepts pour le tronçon intermédiaire, de quelques MeV à plusieurs dizaines de MeV. Une étude comparative succincte des différentes structures concurrentes pour cette gamme d'énergie, dont le DTL, fait l'objet de la première partie du chapitre II.

I.2.3. Historique

Le premier projet d'accélérateur continu fut le MTA de Livermore, aux Etats-Unis, qui visait à produire du plutonium pour les armes nucléaires. Une série de prototypes fut construite entre 1950 et 1955. L'un d'eux, le Mark-I de 1952, qui parvint à accélérer 100 mA de protons en continu jusqu'à 15 MeV, était une cavité de type Alvarez longue de 18 mètres pour un diamètre de... 18 mètres (12 MHz) !

Trois accélérateurs furent construits dans le cadre de ce projet pionnier, qui ouvrit la voie au FMIT de Los Alamos. Ce deuxième grand projet d'accélérateur d'ions léger en continu (pour des deutons et non des protons), s'appuyant sur l'expérience accumulée lors de la construction de l'accélérateur LAMPF, était dédié à l'étude des matériaux destinés aux réacteurs de fusion thermonucléaire. La machine devait accélérer 100 mA de deutons à 35 MeV. Le projet, démarré en 1980, s'arrêta en 1985 avant la construction du DTL, pour des raisons financières plus que techniques. La construction de prototypes mécaniques et bas niveau permit néanmoins d'accumuler des données importantes, auxquelles nous nous référerons par la suite.

Dans le même temps, les Canadiens de Chalk River démarraient dans les années 1960 un projet d'accélérateur de protons de 1 GeV, 65 mA en continu, destiné à produire des neutrons pour la recherche. Un DTL de 3 MeV parvint à accélérer 5 mA de protons seulement avant que le projet ne soit lui aussi abandonné pour des problèmes de financement en 1983. Les nombreux problèmes rencontrés (notamment en matière de dépôts de puissance HF inattendus) ouvraient cependant la voie à une nouvelle génération de machine.

Suite à ces projets avortés, seuls des RFQ continus furent construits (Los Alamos, Chalk River) jusqu'au début des années 1990. Cette décennie marque l'avènement de nouveaux et nombreux projets, liés au développement des applications. Aux Etats-Unis, au Japon, en Italie, en République de Corée, de nouveaux projets d'accélérateurs de protons en continu se développent; IPHI est l'un d'entre eux. Néanmoins, aucun d'entre eux n'a à ce jour dépassé le stade du RFQ.

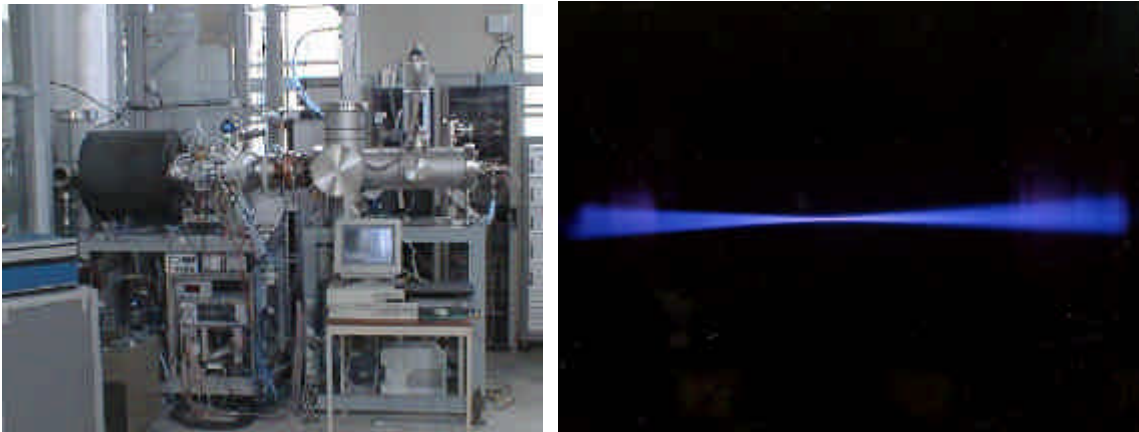
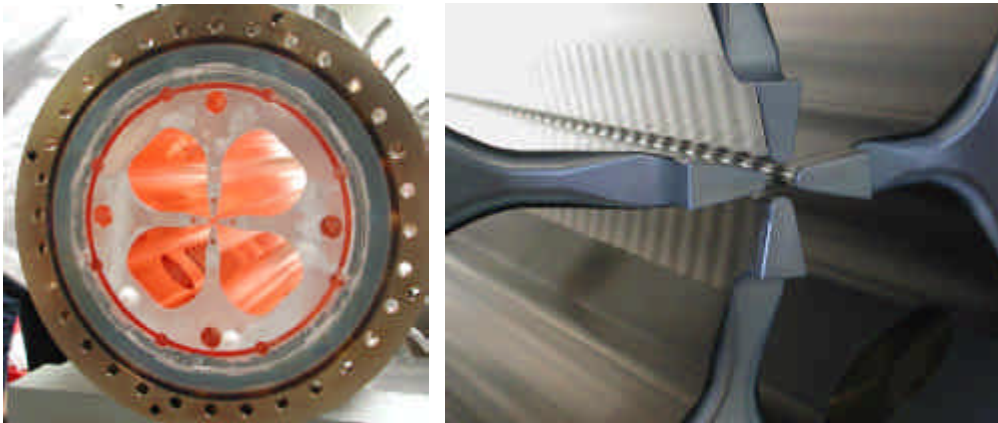


figure 1-5 - La source SILHI et vue du faisceau dans la ligne basse énergie (ci-dessus); premier tronçon du RFQ et vue du profil de lame sur la maquette RFQ (ci-dessous).



1.3 Le projet IPHI

Le projet IPHI (Injecteur de Protons de Haute Intensité), initié par le CEA Saclay en collaboration avec l'IN2P3, est issu du projet TRISPAL, destiné à la production de tritium. Il s'agit d'un démonstrateur destiné à prouver la faisabilité technologique de l'étage basse énergie d'un accélérateur de protons de forte intensité en continu. En effet, il est couramment admis que les difficultés liées aux accélérateurs fort courant se concentrent dans la partie basse énergie, ne serait-ce que parce que la qualité du faisceau issue de ce tronçon critique conditionne le reste de la machine. Il est donc fondamental de développer dans un premier temps des injecteurs de basse énergie.

IPHI (figure 1-5) se compose d'une source ECR et de la ligne basse énergie (95 KeV) associée, suivie d'un RFQ jusqu'à 5 MeV. Dans un deuxième temps, le RFQ doit se prolonger par un DTL jusqu'à une dizaine de MeV.

IPHI se veut aussi conservateur que possible quant à ses choix de structures et à leurs paramètres, de manière à maximiser la fiabilité d'une machine destinée à des applications industrielles. Se plaçant dans cette optique, IPHI a des objectifs quelque peu originaux dans le domaine des accélérateurs: la fiabilité, et la minimisation des coûts (en termes d'investissement et d'exploitation).

1.4 Articulation de la thèse

Cette thèse s'articule en sept chapitres. Après cette introduction, le chapitre II, essentiellement bibliographique, s'intéresse aux structures accélératrices de protons dans la gamme d'énergie du DTL d'IPHI (5 à 10 MeV), et plus particulièrement à la structure Alvarez. Le chapitre III traite des méthodes de conception et d'optimisation du DTL d'IPHI, et décrit la conception finalement retenue principalement sous l'aspect de la dynamique faisceau. Le chapitre IV s'arrête sur la maquette destinée à valider les principes retenus lors du chapitre précédent; les quadripôles, les choix technologiques dans les domaines de la mécanique et du vide notamment forment l'essentiel de cette partie. Le chapitre V est consacré à la réalisation technique du prototype et le chapitre VI aux tests effectués sur ce prototype à tous les niveaux. En conclusion, le dernier chapitre vise à tirer les enseignements des tests et de la phase de réalisation pour l'amélioration de la conception d'un futur linac à tubes de glissement pour accélération de forts courants en continu.

Références pour le chapitre I

- [1] A. Boudard, S. Leray et C. Volant, "**Spallation studies for nuclear waste transmutation**", Nuc. Phys. News, Vol. 8, No. 1, 1998.
- [2] W.T. Weng, "**Ultra-high intensity proton accelerators and their applications**", Proceedings of the 1997 Particle Accelerators Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/accelconf/pac97/papers/pdf/FBC004.PDF>
- [3] J.-M. Lagniel, "**A review of linacs and beam transport systems for transmutation**", Proceedings of the 1998 European Particle Accelerators Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/AccelConf/e98/PAPERS/TUX01B.PDF>.
- [4] G.P. Lawrence, "**Transmutation and energy production with high power accelerators**", Proceedings of the 1995 Particle Accelerators Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/AccelConf/p95/ARTICLES/FPD/FPD03.PDF>
- [5] R.B. Palmer, "**Progress on m^+m^- colliders**", Proceedings of the 1995 Particle Accelerators Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/accelconf/pac97/papers/pdf/6B002.PDF>
- [6] T.E. Shannon & al., "**IFMIF (International Fusion Materials Irradiation Facility): a high intensity deuteron beam application**", Proceedings of the 1998 European Particle Accelerators Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/AccelConf/e98/PAPERS/FRX03A.PDF>

Chapitre II.

Structures accélératrices de protons d'énergie intermédiaire

II.1 Introduction

La plupart des projets d'accélérateurs de protons de forte intensité actuels se composent, après la source, d'un RFQ et d'une section d'énergie intermédiaire (jusqu'à 100 MeV environ), avant une cavité de type CCL et / ou un accélérateur supraconducteur. L'exception notable est le schéma proposé par le MRTI de Moscou [1], conçu pour des courants de 1 A et plus, dans lequel la cavité et ses tubes de glissement sont placés dans un solénoïde supraconducteur, dès les énergies les plus basses.

Les autres projets divergent quant au choix de la section intermédiaire (voir tableau II-1). Les Américains, suivis par les Coréens et les Chinois, penchent pour un CCDTL, les Italiens pour un SDTL, les Japonais et les Français pour un DTL.

Ce chapitre étudie les avantages et inconvénients des principales structures concurrentes en les décrivant et en les comparant, et détaille plus particulièrement la structure Alvarez, retenue dans le cadre du projet IPHI.

II.2 Structures accélératrices d'énergie intermédiaire

II.2.1. Introduction

Pendant longtemps, la structure Alvarez* a été l'accélérateur de référence jusqu'à des β aussi faibles que 0,04. La recherche de structures plus performantes à basse énergie a longtemps été un Graal pour les physiciens des accélérateurs.

Le RFQ (*Radio-Frequency Quadrupole*), inventé dans les années 1970, a supplanté depuis ce temps la structure Alvarez pour les énergies jusqu'à 2 MeV au moins. Si l'efficacité d'accélération (caractérisée par l'impédance shunt) n'est pas une qualité majeure du RFQ (et ce d'autant plus que la fréquence augmente, contrairement à la structure Alvarez), celui-ci a par ailleurs des avantages qui le rendent incomparablement supérieur au DTL à très basse énergie: focalisation, mise en paquet, adiabaticité... Il est néanmoins souhaitable de passer à une autre structure dès que possible pour améliorer le rendement accélérateur, mais le RFQ reste une structure acceptable sur tous les plans jusqu'à 5 MeV, voire plus. L'énergie de transition doit être dictée par d'autres critères que le rendement, le plus important étant la focalisation.

* Aussi appelée DTL pour *Drift Tube Linac*, Accélérateur linéaire à tubes de glissement. Les deux dénominations seront utilisées dans la suite de la thèse sans distinction.

Projet	Laboratoire	Intensité	Energie	Architecture	Statut	Applications
SNS	Projet commun (Etats-Unis)	1,6 mA moyen	1 GeV	Source multi-cusp (65 keV) + RFQ (2,5 MeV, 402,5 MHz) + DTL (86,8 MeV) + CCL (185,6 MeV, 805 MHz) + SCL. Cycle utile: 7%.	Accélérateur en cours de construction (tous éléments) à Oak Ridge.	Source de neutrons de spallation.
LEDA	LANL (Etats-Unis)	100 mA	100 MeV	Source ECR (75 keV) + RFQ (6,7 MeV, 350 MHz) + CCDTL (100 MeV)*	Source opérationnelle, RFQ en cours de test.	Injecteur dans le cadre de la production de tritium, de la transmutation.
BTA	KEK, JAERI (Japon)	10 mA moyen	10 MeV	Source multi-cusp (100 keV) + RFQ (2 MeV, 201 MHz) + DTL (10 MeV, 201 MHz). Cycle utile: 10%.	Source opérationnelle, RFQ construit.	Démonstrateur dans le cadre de la transmutation.
IPHI	CEA-Saclay (France)	100 mA	11 MeV	Source ECR (95 keV) + RFQ (5 MeV, 352 MHz) + DTL (~11 MeV)	Source opérationnelle, RFQ en cours de construction.	Démonstrateur.
KOMAC	KAERI, KAIST, PAL/POSTECH, SNU (Corée du Sud)	18 mA (H ⁺) 2 mA (H)	1 GeV	Source Duoplasmatron (H ⁺) (50 keV) + RFQ (3 MeV) + CCDTL (100 MeV) + SCL	Source H ⁺ opérationnelle, maquette RFQ testée	Transmutation, amplificateur, physique (H ⁺); pions et muons, médecine (H)
TRASCO	INFN, NEA (Italie)	25 mA	1,6 GeV	Source ECR + RFQ + DTL (100 MeV) + SCL	Projet	Transmutation.
?	IHEP & CIAE (Pékin, Chine)	35 mA	1 GeV	Source ECR (50 keV) + RFQ (7 MeV) + CCDTL (100 MeV) + SCL	Projet (3 mA, 150 MeV avant 2020)	Amplificateur d'énergie.

tableau II-1 - Principaux projets de LINAC de protons haute intensité.

L'efficacité d'un DTL décroît avec l'énergie, dans la mesure où l'allongement des tubes de glissement, en augmentant les pertes, diminue l'impédance shunt. A partir de 100 MeV au plus, les cavités type CCL ou supraconductrices sont incontestablement supérieures.

Il n'est donc ici question de comparer différentes structures que dans la gamme d'énergie 3 à 10 MeV environ ($\beta = 0,08$ à $0,15$), soit après un RFQ et avant un CCL.

La comparaison doit prendre en compte de nombreux critères, ce qui fait que chaque laboratoire possède une approche différente de cette portion de l'accélérateur, et qu'il n'existe par de vérité unique; les principaux critères sont:

- impédance shunt, rendement HF de la structure;
- rendement accélérateur (rapport accélération / longueur de la structure);
- dynamique transverse et longitudinale, problèmes de halo et minimisation des pertes faisceau;
- complexité et fiabilité mécanique, problèmes d'alignement;
- possibilités de maintenance;
- aspects économiques...

Il convient au titre de la dynamique transverse de rappeler que la stabilité impose une avance de phase betatron par maille inférieure à 90°. La taille du faisceau est d'autant plus importante que cette avance de phase est faible, 60° par maille étant une valeur couramment admise. La taille du faisceau n'est d'ailleurs par un véritable inconvénient; le rapport de la taille faisceau sur la taille du tube faisceau est un paramètre plus pertinent qui permet de contrôler les pertes; une faible taille de faisceau augmente les problèmes liés à la charge d'espace, tandis qu'une taille de

* Noter que le CCDTL a été abandonné courant 2000 suite à des problèmes discutés plus loin, au profit de cavités supraconductrices.

faisceau importante augmente l'ouverture minimum des aimants de focalisation, ce qui rend leur conception plus difficile.

II.2.2. DTL

Jusqu'au milieu des années 1970, le DTL était la structure standard pour les faibles β , depuis des énergies de protons de 750 keV ($\beta = 0,04$). Mais à très basse énergie (pour laquelle, depuis, le RFQ a été inventé et développé), le DTL n'est pas intéressant, car d'une part les tubes de glissement sont trop petits pour accueillir les aimants de focalisation, et d'autre part ils sont plus nombreux par unité de longueur et représentent une surface métallique plus importante, ce qui tend à faire chuter l'impédance shunt. Inversement, comme on l'a déjà mentionné, au delà d'un β de l'ordre de 0,3 (100 MeV), les tubes de glissement deviennent très long par rapport aux dimensions d'ensemble de la cavité; l'impédance shunt diminue donc.

Dans la gamme d'énergie qui nous intéresse, le DTL reste cependant une référence qui possède des avantages non négligeables: c'est une structure bien connue, stable, d'impédance shunt compétitive, mécaniquement assez simple. Surtout, son avantage majeur réside dans le fait que la période de focalisation peut être très courte, les tubes de glissement enfermant les aimants étant séparés de $\beta\lambda$. C'est la seule structure dans cette gamme d'énergie possédant cet avantage. En fait, elle ne possède guère qu'un seul inconvénient majeur, contrepartie de cet avantage: la présence de ces aimants dans les tubes de glissement. Ces aimants ont des conséquences, comme on l'a vu, en termes d'impédance shunt, mais ils imposent également un alignement strict des tubes de glissement (d'autant plus strict que l'ouverture des aimants est petite et les pertes tolérables faibles) et compliquent leur structure mécanique (refroidissement dans le cas d'électroaimants). En conséquence, la plupart des structures développées pour remplacer le DTL cherchent à placer ces aimants hors de la structure ou à les remplacer par un autre type de focalisation.

II.2.3. Structure quasi-Alvarez et SDTL

Le problème principal de la structure Alvarez est la nécessité d'un élément focalisant externe, généralement des aimants, dont les dimensions minimum pour assurer la focalisation à basse énergie imposent la taille des tubes de glissement et détériorent l'impédance shunt de la structure. Ce problème est encore plus crucial pour les ions lourds où le rapport q/A est très défavorable. Afin de remédier à cet état de fait, le CERN a proposé au début des années 1990 une structure dite "quasi-Alvarez" [2], identique à un DTL traditionnel à ceci près que seul un tube de glissement sur trois abrite un quadripôle, améliorant sensiblement le rendement HF de la cavité au prix d'une période de focalisation plus longue.

Poussé à l'extrême, le concept de la structure quasi-Alvarez mène au SDTL (*Separated-tank Drift Tube Linac*, que l'on retrouve également dans la littérature sous la terminologie MTDTL pour *Multi-Tank Drift Tube Linac*). Dans un SDTL, les tubes de glissement ne contiennent plus aucun quadripôle, ceux-ci étant placés hors de la cavité entre les enceintes successives. De ce fait, ceux-ci doivent être plus courts, et la période de focalisation transverse plus longue. En termes d'impédance shunt, le SDTL peut concurrencer le DTL car, si la longueur joue en faveur du DTL (peu d'effets de bords), l'absence d'aimants permet d'optimiser les dimensions des tubes de glissement.

Cette structure peut encore être simplifiée en harmonisant tous les tubes de glissement dans une même enceinte. Le facteur de temps de transit est ainsi sacrifié au profit d'une simplification de la conception et de la réalisation.

Le SDTL est un concept récent qui a fait l'objet importantes études, notamment dans le cadre du projet européen ESS. Le tableau II-2 résume les paramètres d'une de ces études et les avantages et inconvénients des structures DTL et SDTL.

Tout d'abord, en termes d'impédance shunt, le SDTL est comparable à la structure Alvarez conventionnelle dès qu'elle comprend au moins trois tubes de glissement, et supérieure à partir de quatre ou cinq tubes. Par ailleurs, l'adaptation longitudinale ("*longitudinal matching*") entre les éléments SDTL successifs est plus aisée car on conserve une maille homogène, ce qui n'est pas le cas entre des DTL successifs (les premières cellules d'un DTL sont consacrées à l'adaptation longitudinale du faisceau plus qu'à son accélération).

Néanmoins, la maille de focalisation transverse d'un SDTL est trop longue pour pouvoir être placée en sortie d'un RFQ. Typiquement, en charge d'espace à 100 mA, l'avance de phase en sortie d'un RFQ de 5 MeV est de l'ordre de 130 à 140°/m, une valeur que peut atteindre un DTL, alors que pour un SDTL comptant au moins trois cellules la limite accessible est de l'ordre de 50°/m ou moins. De manière générale, la longueur d'une maille de RFQ est 6 à 8 fois plus courte que dans un SDTL, ce qui impose un rapport identique des avances de phase par maille pour arriver à des avances de phases linéaire identiques.

D'autre part, l'adaptation du faisceau aux transitions entre structures est d'autant plus indépendante du courant I du faisceau que l'avance de phase par unité de longueur est maintenue constante. Or, les mailles de RFQ étant extrêmement courtes, même en conservant une avance de phase par maille faible, il est pratiquement impossible de maintenir une avance de phase par unité de longueur constante lors d'une transition entre un RFQ et un SDTL tout en restant en dessous de la limite de stabilité (90°). En ce cas, la structure devient extrêmement sensible aux variations d'intensité, avec tous les désagréments et risques que cela engendre sur le plan de la qualité faisceau et des pertes en particulier.

	DTL	SDTL
Puissance totale	10 MW	9,2 MW
Impédance shunt moyenne	35,5 MΩ/m	43,8 MΩ/m
Efficacité	63%	69%
Longueur	50 m	60 m
Nombre d'enceintes	10	40
Nombre de cellules	173	171
Nombre de quadripôles	182	80
Grossissement d'émission	20% (longitudinal)	Néant
Halo	Important (longitudinal)	Faible
Adaptation	9 dans les deux plans	2, transverses
Sensibilité aux erreurs	Forte	Faible
Sensibilité au courant faisceau	Néant	Faible

tableau II-2 - Comparaison entre DTL et SDTL (23-87 MeV) [5]

L'adaptation entre les enceintes successives est un problème pour les DTL. Il faut sacrifier les premières cellules de chaque enceinte à l'adaptation longitudinale du faisceau, ce qui limite le rendement accélérateur, et entraîne une augmentation des pertes (donc une baisse de l'impédance shunt). Pour les SDTL, le problème est confiné aux adaptations entre familles d'enceintes, c'est à dire entre ceux possédant un nombre de cellules différent, et ce uniquement dans les plans transverses.

De même, le DTL, par sa longueur, est plus sensible aux erreurs mécaniques, d'où l'intérêt des post-coupleurs. Pour un SDTL, ce problème ne devient sensible qu'à partir d'un certain

nombre de cellules par enceinte, comme dans le cas des SDTL 700 MHz à 7 cellules envisagés pour le projet ESS.

Le SDTL pose des problèmes en terme de distribution de puissance HF; la faible puissance injectée dans chaque enceinte nécessite soit de nombreuses sources individuelles, soit une distribution complexe à partir d'un nombre réduit de sources prenant en compte les problèmes de variations d'intensité notamment.

De manière générale, le SDTL est une solution peu intéressante à 5 MeV du fait de sa longueur de maille betatron (sauf à envisager des SDTL à 1 ou 2 cellules, ou à accepter des variations brutales des périodes de focalisation), mais il devient supérieur au DTL conventionnel à partir de 15-20 MeV. En conséquence, les deux structures sont plus complémentaires que concurrentes. [3-5]

II.2.4. CCDDL

Le CCL (*Coupled Cavity Linac*) s'est imposé dans les années 1960 sous le nom de "*side-coupled cavity*" comme la structure à onde stationnaire idéale pour l'accélération à haute énergie d'ions légers dans les linacs. Le CCL est bipériodique: du point de vue faisceau, c'est une structure en mode π , mais du point de vue électrique en mode $\pi/2$, puisque chaque cavité accélératrice est couplée à la cavité accélératrice suivante par une cavité latérale déphasée de $\pi/2$, et donc ne stockant en théorie dans le cas idéal aucune énergie. De ce point de vue, le CCL peut donc être comparé à un DTL post-couplé (voir II.3.5), la cavité de couplage y jouant le rôle électrique du post-coupleur.

Les cavités accélératrices étant déphasées de π , les séparations entre les cellules ne peuvent pas être supprimées comme dans le DTL. De ce fait, à basse énergie et à basse fréquence, le CCL n'est pas compétitif avec le DTL car le rapport surface des parois sur volume est très important, engendrant des pertes thermiques importantes dans les parois. En revanche, il est supérieur au DTL à haute énergie. Ceci est dû au fait qu'à plus haute énergie la raideur accrue du faisceau permet de repousser les quadripôles focalisants hors des enceintes, donc de travailler à fréquence double voir triple. Ceci permet d'améliorer l'impédance shunt (qui varie en $\lambda^{-1/2}$), puisque les tubes de glissement et le diamètre de la machine diminuent.

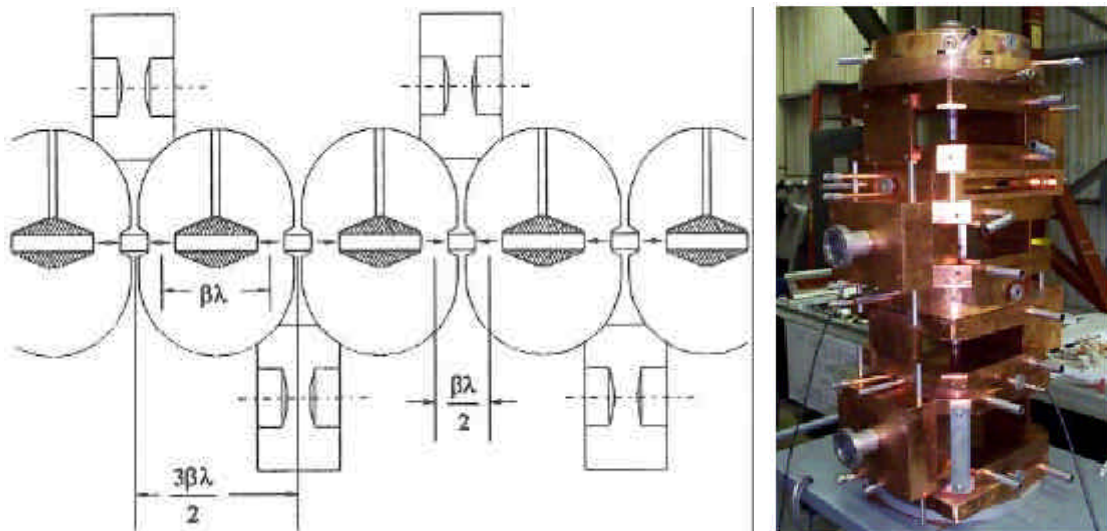


figure II-6 - CCDDL développé pour l'injecteur LEDA: coupe d'un modèle à deux cellules par cavité et photo d'un prototype montrant la compacité et la complexité de la structure.

Utilisant le principe de base du CCL, une nouvelle structure a été développée au début des années 1990 à Los Alamos, spécifiquement pour les linacs de haute intensité (figure II-6). Il

s'agit d'un croisement entre le CCL et le DTL, où la focalisation reste externe au prix d'une maille transverse comparable à celle du SDDL (donc les tubes de glissement ont de petites dimensions), mais les cellules individuelles du CCL sont remplacées par des tronçons de DTL de 2 ou 3 cellules (1 ou 2 tubes de glissement), tronçons qui sont couplés entre eux par des cellules latérales déphasées de $\pi/2$. Les cellules successives sont donc déphasées de 2π , mais les tronçons successifs de π . Le rapport surface des parois sur volume est amélioré par rapport au CCL [6-7].

Apparemment prometteur, ce concept, repris par les Coréens notamment, a fait l'objet d'études et de prototypes aux Etats-Unis. Ces travaux ont révélés des difficultés inhérentes au concept importantes, en particulier:

- complexité de l'adaptation en sortie d'un RFQ;
- espace longitudinal limité pour les quadripôles focalisant, n'offrant de ce point de vue que peu d'avantage par rapport à un DTL conventionnel;
- dépôts de puissance importants (et imprévus) au niveau des fentes de couplage avec les cavités latérales, dans une zone difficile à refroidir;
- difficultés de réglage HF et problèmes de stabilité...

De ce fait, le LANL a abandonné le CCDTL au profit de cavités supraconductrices basse énergie pour lesquelles, dans le même temps, des progrès spectaculaires ont été obtenus.

II.2.5. Linac type IH

Le concept du linac type IH (pour "Interdigital H-mode") est apparu dans les années 1950, mais il a fallu attendre 1976 pour que soit construit le premier, au MP Tandem Laboratory de l'Université Technique de Munich (figure II-7).

Contrairement aux principales structures accélératrices de protons dans cette gamme d'énergie, le linac type IH n'utilise pas l'harmonique fondamentale TM_{010} , mais le mode TE_{111} . Comme dans ce mode le champ électrique est transverse, les lignes de champ sont "tordues" sur l'axe par l'ensemble tube de glissement + tiges support (celles-ci étant généralement des supports massifs), ce qui conduit à des tubes de glissement chargés alternativement, et donc à une structure de type π . [7-8]

Les structures de type IH sont plus petites (à fréquence équivalente) que les structures en mode TM_{010} ; leur avantage majeur est leur excellente impédance shunt, plusieurs centaines de $M\Omega/m$ jusqu'à 4 ou 5 MeV, et plusieurs dizaines jusqu'à 20 MeV environ.

Cette structure a cependant quelques inconvénients. Comme dans le cas d'une structure Alvarez traditionnelle, la focalisation doit être assurée par des moyens externes, donc des aimants. Le problème de l'alignement se pose donc avec la même acuité que pour un DTL traditionnel, sauf que ces aimants sont moins nombreux dans une même cavité: la période de focalisation est nécessairement plus longue, car les tubes de glissement, dimensionnés pour obtenir le champ électrique longitudinal sur l'axe, sont trop petits pour accueillir un aimant. Aussi une section contenant un doublet ou un triplet est-elle insérée tous les n tubes de glissement. Pour compenser cet état de fait, une technique particulière de transport du faisceau, dite "combined 0° synchronous particle", a été spécifiquement développée, qui permet d'accélérer les particules très près de la crête de l'onde tout en gardant de bonnes propriétés dans les six dimensions de l'espace des phases [9-10].

Un autre problème, caractéristique d'une structure en mode TE_{111} , est que le champ électrique (donc le champ magnétique) possède un maximum suivant l'axe longitudinal. Pour aplatir ce champ, il faut augmenter l'inductance aux extrémités de la cavité; on utilise pour ce faire des "inducteurs de flux magnétique" qui contribuent un peu plus à la complexité de la structure.

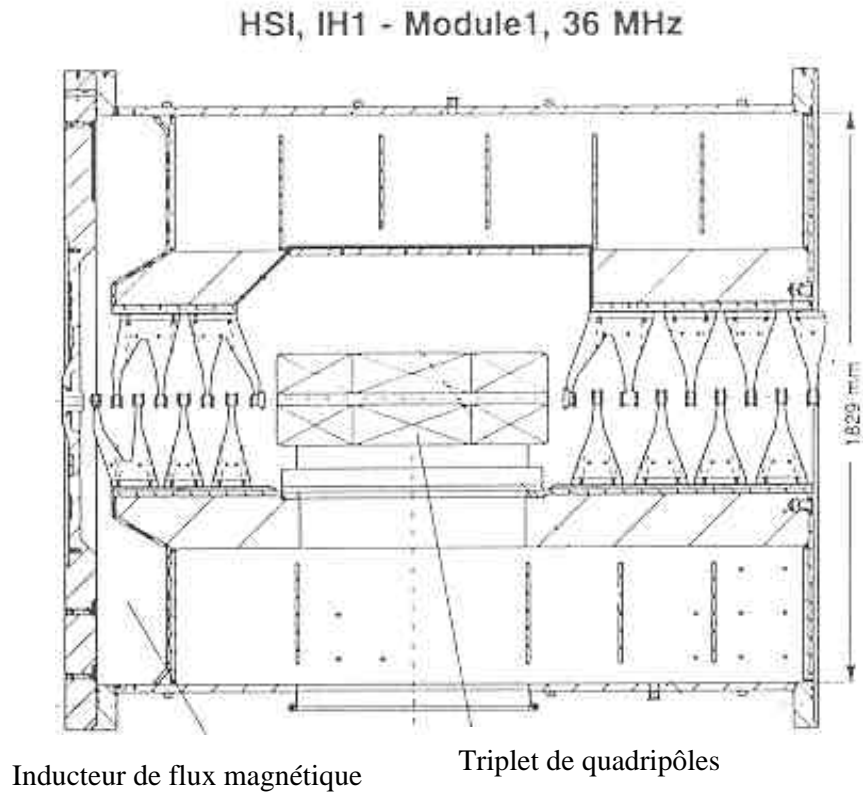
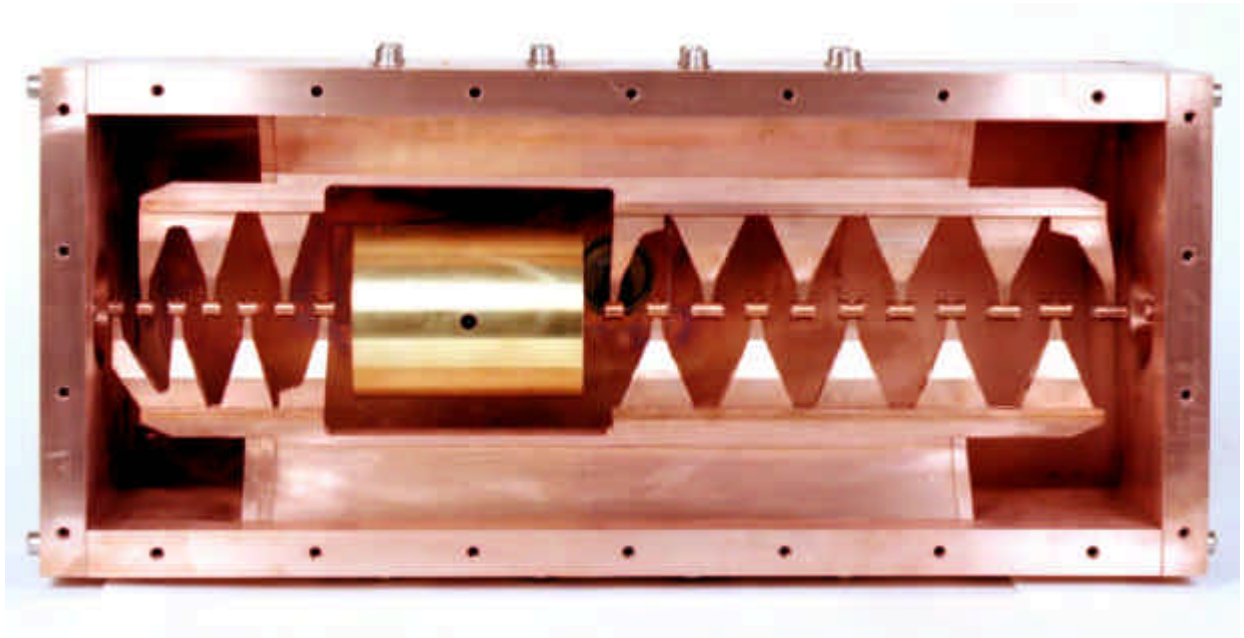


figure II-7 - Ci-dessus: coupe transversale d'un linac type IH. Ci-dessous: maquette d'une structure de type IH (projet REX-ISOLDE, CERN).



Le troisième inconvénient est lié au champ dipolaire induit par les tiges support: étant fixées alternativement sur les parois opposées de l'enceinte (du fait de leur potentiel opposé), elles reçoivent des charges opposées et créent donc un champ dipolaire sur l'axe parallèle à leur axe. Ce défaut peut être corrigé mais est une source de difficultés supplémentaire [8-9].

Enfin, la structure de type IH est extrêmement sensible en termes de dynamique faisceau. Les tolérances sur la phase de l'onde sont très rigoureuses, de l'ordre de $0,1^\circ$, contre 1° environ pour une structure Alvarez, du fait de la phase synchrone élevée.

Noter que les structures IH sont jusqu'à maintenant réservées aux ions lourds, et qu'aucune machine de plus de 6 MeV/u n'est en service actuellement. Noter également que des structures de ce type fonctionnent avec un cycle utile de 100%.

La structure type IH est donc une solution qui peut être envisagée comme alternative à un DTL; son avantage majeur est son excellente impédance shunt. Pour le reste, c'est une structure complexe, ce qui est un inconvénient pour une structure destinée à des applications industrielles.

II.2.6. Cavités supraconductrices basse énergie

Les cavités supraconductrices elliptiques pour protons sont opérationnelles depuis plusieurs années à haute énergie. Néanmoins, à faible β , leurs dimensions deviennent telles (raccourcissement et augmentation du diamètre) qu'elles perdent toute tenue mécanique et ne sont plus viables.

En conséquence, des cavités de types différents sont développées dans plusieurs laboratoires comme alternative aux cavités accélératrices à température ambiante. Les principaux modèles (figure II-8) sont:

- les cavités "ré-entrantes", sortes de cavités "pillbox" améliorées, ne comportant qu'une seule cellule accélératrice;
- les cavités QWR (résonateurs quart d'onde), à deux cellules;
- et les plus courantes, les cavités "spoke" (cavités à barreau), qui peuvent compter 2 cellules ou plus.



figure II-8 - Cavités supraconductrices pour protons d'énergie faible et intermédiaire. De gauche à droite: cavités ré-entrantes, résonateur quart d'onde et cavité à barreau.

Les QWR ont pour principal avantage leur simplicité de fabrication et le fait qu'elles sont déjà opérationnelles pour des accélérateurs d'ions lourds comme ALPI en Italie; néanmoins, les champs électriques de surface y sont élevés et il faut tenir compte des champs dipolaires qu'elles induisent.

Les cavités ré-entrantes ont une meilleure qualité de champ (pas de champ dipolaire) mais ne comportent qu'une seule cellule, ce qui multiplie le nombre de cavités à insérer et les problèmes de couplage HF.

Les cavités à barreau sont les plus prometteuses car les plus souples (nombre de cellules variable), présentant les plus grandes ouvertures faisceau et une bonne tenue mécanique. Elles sont néanmoins plus complexes à réaliser. [10-11]

Par rapport aux cavités à température ambiante, toutes ces cavités supraconductrices présentent les avantages et inconvénients usuels: gains en opération (presque toute la puissance injectée allant au faisceau), complexité (cryostats à 2 ou 4 K), coûts de fabrication (usinages de forme, coût du niobium), accessibilité des éléments de focalisation, injection de la puissance HF (coupleurs de puissance, limite majeure pour des linacs continus) ...

La comparaison entre ces cavités et des éléments plus conventionnels est donc extrêmement difficile, mais il ne fait guère de doute qu'à plus ou moins long terme cette solution est extrêmement prometteuse. Il est en revanche difficile de dire si cette technologie est immédiatement compatible avec les nécessités d'une installation de type industriel.

II.2.7. Autres structures

Nombre d'autres structures pour protons ont été utilisées ou proposées: Wideröe, hélice, Sloan-Lawrence, BWLAP (*Backward Wave Linear Accelerator*), APF (*Alternating Phase Focusing*)... Soit une médiocre impédance shunt ou une certaine complexité mécanique les ont rendues périmées, soit elles ne sont pas adaptées aux forts courants ou à la haute intensité.

Néanmoins, il faut mentionner le RFDTL (*Radio-Frequency Drift Tube Linac*). Développé par la firme privée Linac Systems fondée par D. Swenson, l'un des inventeurs du post-coupleur 30 ans auparavant, le RFDTL est la plus récente des structures accélératrices de protons dans cette gamme d'énergie. Un seul prototype (pulsé) a été construit à ce jour.

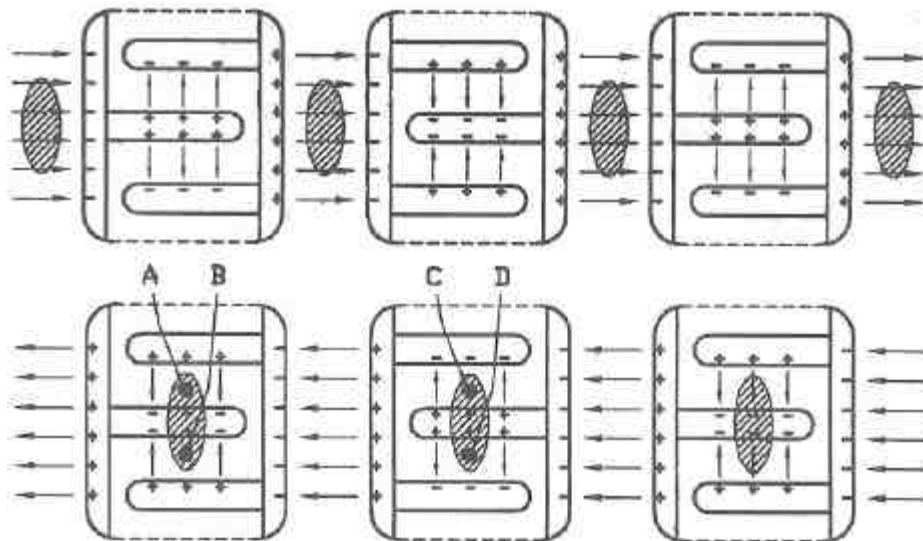


figure II-9 - Principe de fonctionnement du RFD: en haut, accélération; en bas, les particules A et B sont focalisées tandis que C et D sont défocalisées (idem maille F0D0). Haut et bas sont déphasés de $\pi/2$.

Le RFDTL est une structure à la croisée entre le RFQ et le DTL (d'où son nom): le principe de base est celui du DTL (tube de glissements, structure en mode 0), mais les tubes de glissement et leurs quadripôles sont remplacés par quatre électrodes soumises par la HF à deux potentiels différents (donc soutenues par deux tiges support isolées électriquement). Ces quatre électrodes sont orientées afin de produire un champ focalisant dans la zone du tube de glissement. La focalisation est donc, comme dans un RFQ, assurée par la HF elle-même. C'est l'avantage majeur de ce concept, qui supprime la nécessité de recourir à une focalisation magnétique externe; c'est aussi sa limitation, puisque la focalisation électrique perd rapidement de son efficacité lorsque l'énergie augmente.

Le RFDTL utilise donc les deux phases de l'onde (figure II-9): la phase accélératrice accélère normalement entre les tubes de glissement, et la phase décélétratrice focalise dans le tube de

glissement. Un autre avantage est la possibilité de travailler à plus haute fréquence, puisque les tubes de glissement ne contiennent plus d'aimant, donc d'obtenir une meilleure impédance shunt et des structures plus courtes. Le problème de l'alignement des aimants est également éliminé (mais se pose le problème du positionnement mécanique des tubes de glissement) [12-13].

En théorie, ce type de structure est plus performant en termes d'impédance shunt que tous ses concurrents modernes (SDTL, CCDTL, DTL). Il est peut-être le chaînon manquant idéal entre le RFQ et le SDTL (car une telle structure à focalisation électrique ne permet pas de monter jusqu'aux énergies de transition avec un CCL), mais son développement est encore à un stade bien trop précoce pour qu'on puisse l'envisager dès maintenant pour des accélérateurs de forts courants: l'unique prototype a souffert de multiples problèmes, dont une forte propension au *multipactoring* (du fait des surfaces parallèles que présentent les électrodes focalisantes des tubes de glissement), et le fait que le facteur de qualité du prototype s'est jusque là avéré inférieur d'au moins 60% aux prédictions, pour des raisons encore inconnues. De plus, il faut insister sur le fait que le seul prototype est pulsé, et que les applications en continu sont encore certainement bien éloignées [14].

II.2.8. Synthèse

Les principaux arguments en faveur ou en défaveur des structures précédemment étudiées sont résumés sur le tableau II-3 et, en ce qui concerne les impédances shunt, sur la figure II-10.

Structure	Avantages	Inconvénients
DTL	Structure bien connue et maîtrisée; bonne focalisation transverse et longitudinale ($\beta\lambda$ entre aimants successifs); adaptabilité à des changements d'intensité.	Alignement difficile. Tubes de glissement coûteux. Maintenance des aimants problématique. Faible taille faisceau (charge d'espace).
SDTL	Structure simple et bon marché, bien connue. Bonne impédance shunt, grande taille faisceau (faible charge d'espace), aimants externes.	Grande taille de faisceau (quadripôles à grande ouverture); inadapté en sortie d'un RFQ; problème de la distribution HF.
CCDTL	Bonne impédance shunt, aimants externes.	Structure complexe et mal connue, coûteuse. Adaptation en sortie de RFQ difficile.
RFDTL	Pas d'aimants, possibilité de fréquences élevées, très bonne impédance shunt.	Structure mal connue, possibilités en continu et à hautes intensités non explorées.
Type IH	Excellente impédance shunt. Structure assez simple à réaliser.	Réglages difficiles, possibilité de haute intensité non explorée pour des protons, alignement des quadripôles difficile, tolérances en phase strictes.

tableau II-3 - Mérites comparés des différentes structures d'énergie intermédiaire.

De manière générale, les structures autres que le DTL ou le type IH tirent leur avantages de l'absence de quadripôles à insérer et aligner dans la structure accélératrice elle-même, avec tout ce que cela implique comme gains en termes d'impédance shunt, d'alignement et de maintenance. Néanmoins, au sein de cette première catégorie, le RFDTL est à un stade de développement trop précoce pour une machine de type industriel et le CCDTL s'est montré décevant à bien des égards. Quant au SDTL, il ne semble pas adapté en sortie d'un RFQ, même s'il est un candidat plus que sérieux entre le DTL et le CCL ou linac supraconducteur. Rappelons également que ces structures à maille transverse longue présente un faisceau de plus fort diamètre où les effets de charge d'espace sont moins prononcés.

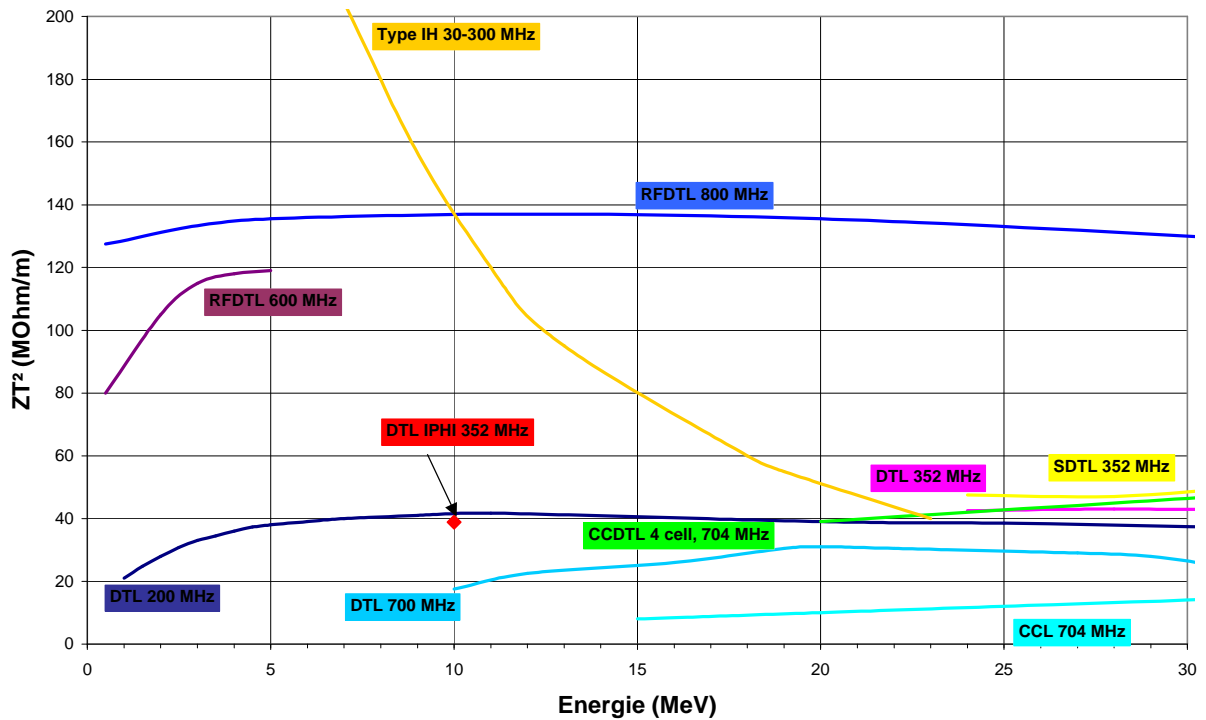
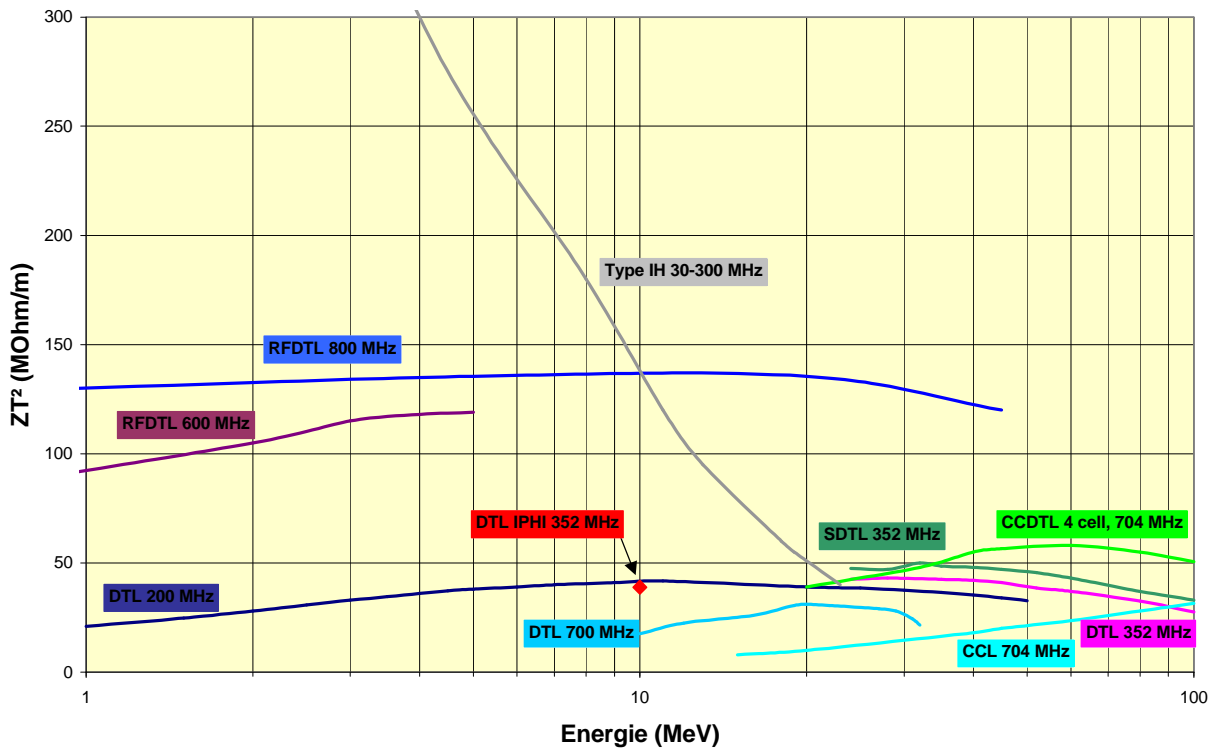


figure II-10 - Comparaison des impédances shunt (calculées) pour différentes structures accélératrices de protons en fonction de l'énergie.



La structure type IH, quant à elle, n'a jamais été utilisée pour des protons et ses limites sont assez mal connues. Néanmoins, la présence de quadripôles à l'intérieur de cette structure la rend assez semblable au DTL et lui donne en tous cas les mêmes inconvénients.

En fait, seul les cavités supraconductrices semblent pouvoir réellement concurrencer le DTL à court ou moyen terme. De ce fait, le DTL reste à ce jour et jusqu'à une quinzaine de MeV la structure de référence parmi les cavités à température ambiante pour les fortes intensités de protons, ses principales concurrentes n'étant pas encore complètement opérationnelles.

Quatre architectures typiques se détachent finalement pour les accélérateurs à fort courant de protons, comme indiqué sur la figure II-11, même s'il en existe une infinité théorique.

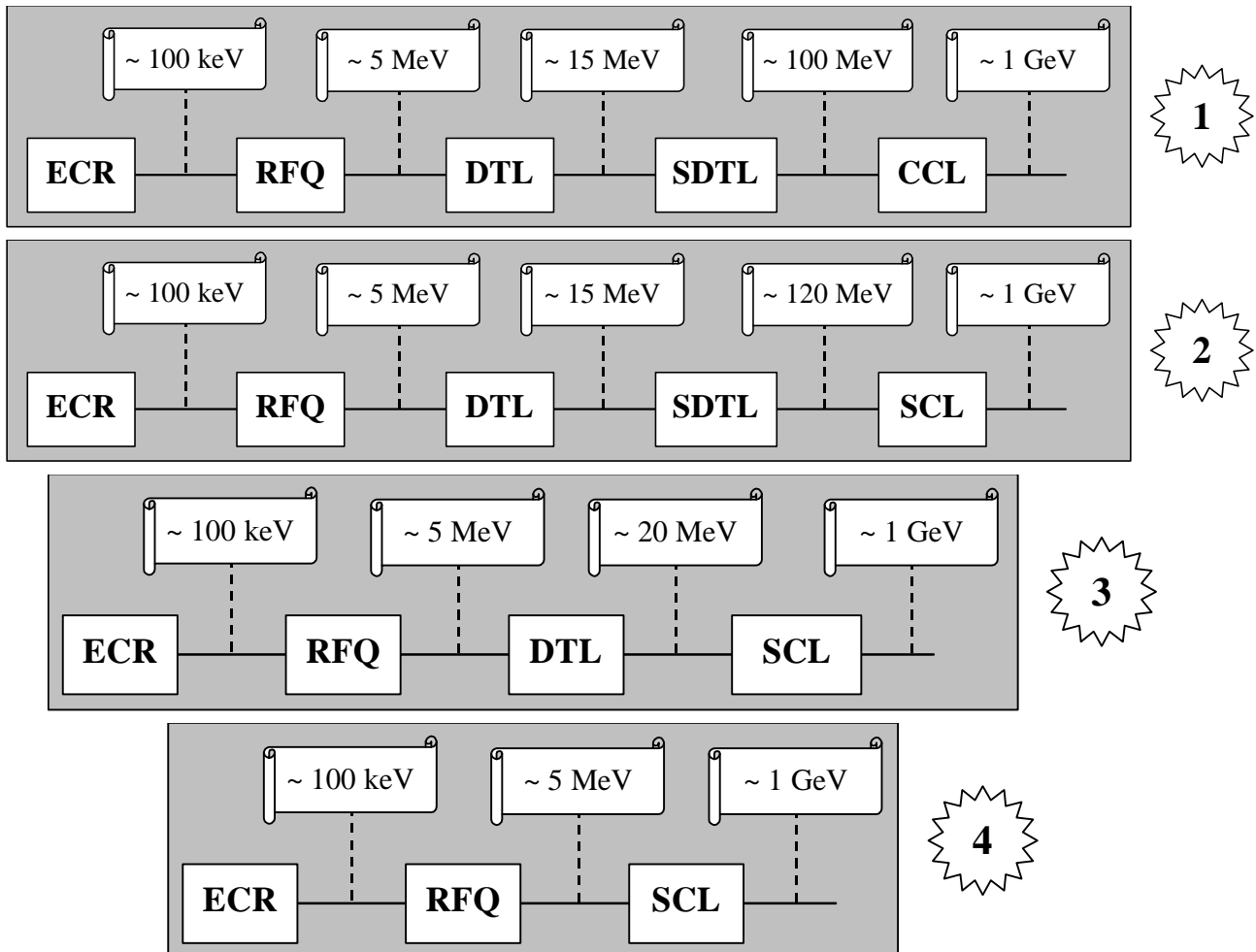


figure II-11 - Architectures envisagées pour un linac à fort courant de protons en continu. 1: linac à température ambiante (option la plus conservatrice). 2 et 3: structures mixtes. 4: solution intégralement supraconductrice (sauf RFQ), la plus innovante.

On s'aperçoit de l'importance que revêt encore la structure Alvarez, et de la pertinence du développement et du perfectionnement des injecteurs Source - RFQ - DTL du type IPHI. Ce n'est pas un hasard si d'autres projets majeurs ont également choisi comme structure accélératrice dans la zone d'énergie intermédiaire un DTL. C'est le cas du projet japonais commun au KEK et à JAERI, mais aussi et surtout de la seule machine de puissance complète en construction, la source de neutrons de spallation américaine SNS (figure II-12).



figure II-12 - Le DTL du projet SNS avant son installation sur site.

II.3 Etude théorique de la structure Alvarez [16-17]

II.3.1. Rappel historique

Le premier DTL (figure II-13) fut conçu et réalisé à l'université de Californie à Berkeley par Luis Alvarez [15]. En octobre 1948, cette machine parvint pour la première fois à accélérer des protons jusqu'à 32 MeV. Formé d'une unique cavité de 12 mètres de long et 1 mètre de diamètre, d'une puissance crête de 21 MW et résonant à 202,55 MHz, pulsé à 15 Hz, l'accélérateur parvint à accélérer un faisceau de 1 cm de diamètre comprenant 60 mA (crête) de protons (soit 300 nA moyen).

La première évolution technologique majeure se situe au milieu des années 1950; les machines de Harwell et du CERN (le Linac 1), toutes les deux opérationnelles en 1959, incorporent pour la première fois des électroaimants dans les tubes de glissement afin de focaliser le faisceau, en remplacement des grilles électrostatiques utilisées auparavant.

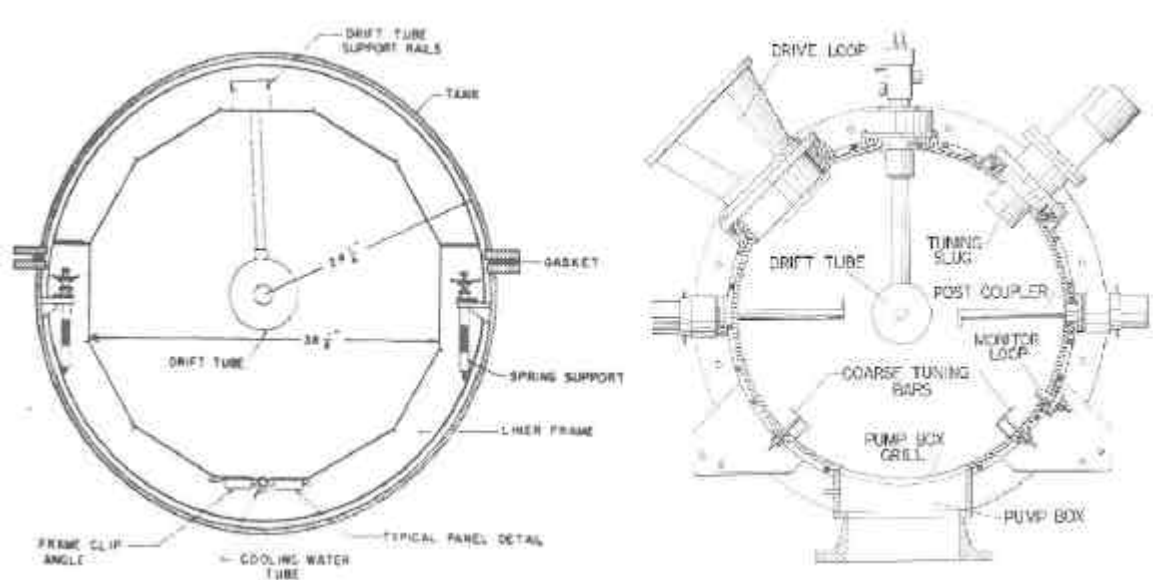


figure II-13 - Deux générations de DTL, séparées de 25 ans; à gauche la machine originale d'Alvarez (1948), à droite le DTL du LAMPF (1972).

En 1960, l'injecteur de l'AGS (à Brookhaven) introduit une nouvelle révolution. Jusqu'à cette machine, les DTL comprenaient deux enveloppes: la première constituait la cavité HF et supportait les tubes de glissement; elle était insérée dans une seconde enveloppe faisant office

d'enceinte à vide. L'avantage de cette technique était la séparation des fonctions (vide et cavité résonante) et la facilité d'accès aux tubes de glissement, mais son inconvénient majeur, qui conduisit à son abandon rapide, résidait dans le fait que trois surfaces étaient exposées au vide tandis qu'une seule était nécessaire du point de vue de la HF. Les machines en métal cuivré, où l'enceinte à vide et la cavité HF ne forment plus qu'un, sont depuis lors l'unique standard.

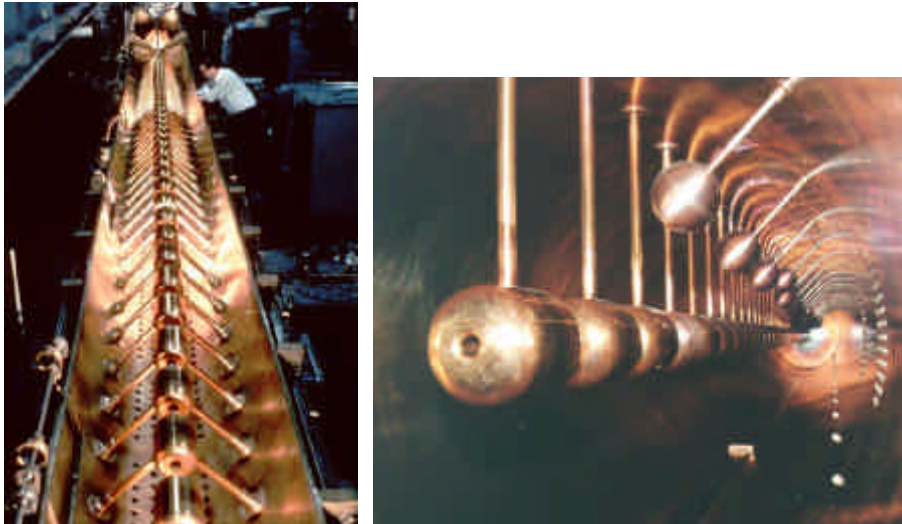


figure II-14 - A gauche, le Linac 1 du CERN; à droite: le Linac de Saturne.

Le troisième grand changement fut l'avènement du post-coupleur. La stabilisation en champ des DTL étant problématique et les exigences en la matière croissantes, les physiciens des accélérateurs linéaires développèrent différentes techniques visant à rendre le champ sur l'axe peu sensible aux perturbations les plus diverses (principalement liées aux erreurs mécaniques d'alignement ou de fabrication). Le post-coupleur apparut pour la première fois sur le LAMPF (à Los Alamos) en 1972. Il est par ailleurs intéressant de noter que cette machine reste à ce jour l'accélérateur de protons le plus puissant jamais construit.

L'évolution suivante vint avec le Linac 2 du CERN (1980); cette machine incorporait toutes les dernières avancées technologiques (y compris des post-coupleurs), et en particulier un système de suspension des tubes de glissement sur une poutre distincte de l'enceinte, permettant un alignement et une accessibilité accrue. Ce système a été largement copié depuis.

La dernière véritable avancée technologique en matière de DTL est liée aux progrès des aimants permanents. De 200 MHz en 1948, la fréquence de résonance des DTL n'a pas dépassé 300 MHz jusqu'au milieu des années 1980, en dépit du fait que l'augmentation de la fréquence conduit à des machines plus petites et de meilleure impédance shunt. Cette limitation est liée aux dimensions minimales des quadripôles insérés dans les tubes de glissement. Les avancées en matières d'aimants permanents à fort champ (néodyme-fer-bore et samarium-cobalt), permettant de réaliser des aimants plus compacts, ont ouvert la voie à des DTL résonant dans la gamme 400-500 MHz, les machines utilisant des électroaimants étant limitées à 300-350 Mhz (selon le β d'injection).

Les progrès en matière de technologie et de vide permettent également d'envisager désormais des machines plus variées, réalisées dans des matériaux divers (cuivre, aluminium, aciers...), ou même des machines radicalement différentes, à l'image du DTL cryogénique développé à Los Alamos dans le cadre des programmes de "Guerre des Etoiles". Néanmoins, depuis maintenant plus de 50 ans, le DTL a fondamentalement peu évolué, et son concept reste plus que jamais valide et d'actualité (tableau II-4).

Machine	Laboratoire	Mise en service	Particule	Cycle utile	Intensité max (mA)	Energie (MeV)	Fréquence (MHz)	Impédance shunt (MO/m)	Champ acc. moyen (MV/m)	Puissance moyenne (kW)	Nombre de cellules	Dimensions de l'enceinte (m)	Notes
Alvarez	Univ. California	1948	H ⁺			4-32	202,5		2,30		46	L12,2 Ø0,97	
Kharkov	Kharkov	1950	H ⁺			1,7-20,5	139,4		1,30		51	L14,5 Ø1,51	
Linac Mk. I	Livermore	1952	H ⁺	100% 20%	100 225	0,08-15	12		1,5		8,5	L18,2 Ø18,2	
Bevatron Injector I	Berkeley	1953	H ⁺	0,5%	25	0,48-9,98	199,3	2	1,70		43	L5,6 Ø1,07	
Linac 1	CERN	1959	H ⁺		80	0,52-9,9 9,9-30,4 30,4-49,7	202,56	80	1,71	1,2 2,6 3,0	42 41 27	L5,5 Ø1,08 L12,0 Ø0,93 L30,4 Ø0,81	
Injecteur AGS	Brookhaven	1960	H ⁺	0,5%	40	0,75-51,2	201,26		1,49	4,5	125	L33,5 Ø0,95	1
ZGS Injector	Argonne	1962	H ⁺	0,1%	12	0,75-50	200,07	39	1,89	3,5	125	L33,5 Ø0,95	
Injecteur ITEP-PS	MRTI Moscou	1966	H ⁺	3.10 ⁻⁵	160	0,7-6 6-24	148,5	21 23	0,90 1,58		19 34	L6,0 L11,7 Ø1,37	2
Linac Saturne	CEA Saclay	1969	H ⁺	0,06%	17	?-20	200	37	1,88	2	61	L10,5 Ø1,0	
Injecteur Fermilab	Fermilab	1970	H ⁺	6.10 ⁻⁴	300	?-200	201,25						
LAMPF	Los Alamos	1972	H ⁺	12%	14	0,75-100	201						3
UNILAC	GSI Darmstadt	1976	ions lourds			1,4-5,9	108,48				112		
Linac 2	CERN	1978	H ⁺	1,5.10 ⁻⁴	150	0,75-10,4 10,4-30,5 30,5-50	202,56		1,79-2,16	2,16 4,53 4,40	52 44 32	Ø0,94 Ø0,90 Ø0,86	4
ZEBRA	Chalk River	Non achevé	H ⁺	100%	1-2	0,75-3	267,5		2		25	L1,6 Ø0,71	
FMIT	Los Alamos	Non achevé	D ⁺	100%	100	2-20 20-34	80	37	1		76	L18 Ø2,48 L15 Ø2,48	
BPL	IHEP Pékin	1985	H ⁺	1,9.10 ⁻³	60	0,75-35,5	201,25		1,65-2,6	9,3	104	L21,8 Ø0,95	
SUPERHILAC	Berkeley		ions lourds	30%		1,2-8,5	70		1,8		135 77	L18,5 Ø3,15 L30,9 Ø3,15	
RGDTL	Los Alamos	1988	H ⁻	5%	100	2,07-6,67	425		2-4,4	851	30		5

Machine	Laboratoire	Mise en service	Particule	Cycle utile	Intensité max (mA)	Energie (MeV)	Fréquence (MHz)	Impédance shunt (MO/m)	Champ acc. moyen (MV/m)	Puissance moyenne (kW)	Nombre de cellules	Dimensions de l'enceinte	Notes
Meson Factory	INR-RAS Moscou	1991	H ⁺ / H ⁻	0,35%	17	?-600	198,2						6
ICR	Kyoto	1992	H ⁺	0,9%	0,6	?-7	433			29			7
GTA	Los Alamos	1992	H ⁻	2%	50	2,5-24,2	850		1,25-5,8				8
SSC Injector	(Projet abandonné)		H ⁻	3,5.10 ⁻⁴	25	2,5-70	427,617		1,5-4		152	L4,5-6,3	9
HIMAC Injector	NIRS Chiba	1994	He -> Ar	0,3%	0,22	0,8-6	100	31-46	1,8-2,1	42	106	Ø2,2	
JHP Injector	KEK Tsukuba	Projet	H ⁻	2%		3-148	432			240	342	Ø0,44	10
JHF Injector	KEK Tsukuba	Projet	H ⁺	1,25%	30	3-19,2 19,2-35,4 35,4-50,1	324		2,5 2,7 2,9	20,5 23 23	80 41 29	L10,4 L8,9 L7,8	
DTL IPHI	CEA Saclay	Projet	H ⁺	100%	100	5-12	352	38,9	1,05-1,75	1000	53		

tableau II-4 - Paramètres de quelques DTL en service, en projet ou déclassés.

Notes:

Les cases ombrées (caractères rouges) correspondent à des caractéristiques remarquables.

1. Machine multistems; première machine à enceinte unique en acier cuivré (abandonnant la notion de "liner") et à focalisation magnétique.
2. Les cellules de la première enceinte sont espacées de $2\beta\lambda$, celles du deuxième, de façon plus usuelle, de $\beta\lambda$.
3. Accélérateur de protons le plus puissant jamais construit; les tubes de glissement sont en cuivre. Le DTL se décompose en 4 enceintes successives.
4. Première machine à incorporer le concept de poutre commune pour le support de plusieurs tubes de glissement.
5. Se compose de 33 enceintes successives.
6. Premier DTL incorporant une rampe de champ accélérateur. Incorpore des aimants permanents. Construit en aluminium cuivré.
7. Construit en cuivre et cuivre-chrome. Incorpore des aimants permanents. Les tiges support sont placées en bas des tubes de glissement.
8. Utilise des aimants permanents.
9. Projet abandonné; aurait compris 4 enceintes et utilisé des aimants permanents.
10. Utilise des aimants permanents; divisé en 13 enceintes de 83 m de longueur totale.

II.3.2. Accélération dans un DTL

La principale différence conceptuelle entre les accélérateurs de protons (et d'ions en général) et les accélérateurs d'électrons tient à la lente variation de $\beta = v/c$ (v vitesse de la particule, c vitesse de la lumière dans le vide) avec l'énergie des ions: les électrons sont relativistes dès quelques centaines de keV, ce qui n'est pas du tout le cas des protons (figure II-15).

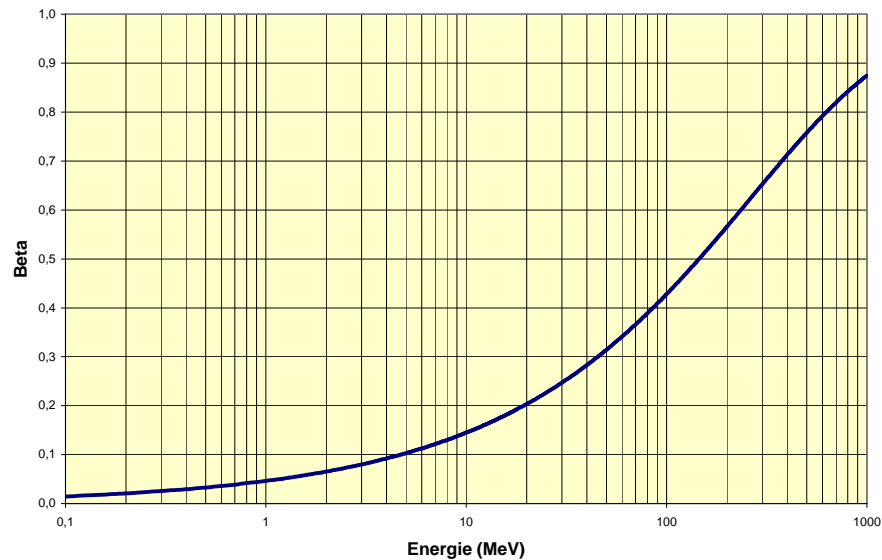


figure II-15 - Variation de β avec l'énergie cinétique pour des protons.

Ceci implique l'utilisation de structures accélératrices à onde stationnaire dont la géométrie prend en compte la variation de vitesse au cours de l'accélération.

Le DTL se présente sous la forme d'une enceinte cylindrique métallique dans laquelle sont suspendus des "tubes de glissements", maintenus sur l'axe faisceau par des tiges support nommées "stems", et dont la fonction est de permettre l'accélération du faisceau par l'onde électromagnétique injectée dans l'enceinte.

Le DTL est une structure résonante quasi périodique (figure II-16), dans laquelle est injectée une onde hyperfréquence (HF) correspondant au mode fondamental d'une cavité cylindrique (TM_{010}). Cette structure est composée d'une alternance d'espaces accélérateurs (les "gaps") et de tubes de glissement, qui masquent l'onde HF aux particules pendant la période de temps où le champ est dirigé dans le sens inverse à la progression des particules.

L'espacement entre les centres des espaces accélérateurs (BD sur la figure II-16) est donc donné par la condition de synchronisme entre le centre du paquet de particules et la phase de l'onde accélératrice:

$$l = n\beta l$$

(n est l'entier définissant le mode d'accélération $n2\pi$). La longueur de la cellule i (longueur AC sur la figure II-16) est donnée par:

$$L_i \approx n(\beta_{i-1} + \frac{1}{2}\Delta\beta)l$$

avec l longueur d'onde dans le vide.

Ce schéma est cependant simplifié et ne tient pas compte du fait que, β variant continûment le long de l'espace accélérateur, un espacement entre cellules de $\beta\lambda$ ne permet pas de couvrir

360° de rotation de phase de la HF (ce problème est pris en compte dans les programmes de simulation numérique). Les structures Alvarez modernes présentent par ailleurs une variation de la loi de phase synchrone (variation de ϕ_s d'une cellule à l'autre), permettant d'optimiser l'accélération. En effet, plus ϕ_s est proche de 0° (particule en phase avec le maximum de champ de l'onde accélératrice), plus la particule emmagasine d'énergie par cellule. Il est cependant nécessaire que la progression de la phase synchrone d'une cellule à l'autre soit lente, quasi-adiabatique, y compris entre différentes structures; la phase synchrone en entrée d'un DTL est donc imposée par la structure précédente*. Voir aussi l'annexe à ce chapitre.

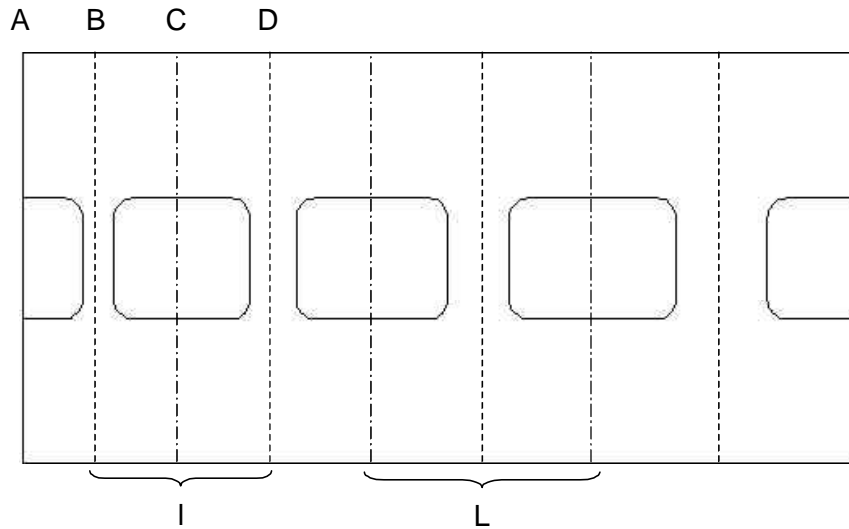


figure II-16 - Coupe 2D schématique d'une structure Alvarez.

Outre la phase synchrone et le facteur de temps de transit (cf. annexe), un autre paramètre fondamental pour l'accélération dans un DTL est, comme pour toutes les autres structures, le champ accélérateur. Par convention, on définit un champ accélérateur moyen de la cellule i :

$$\overline{E}_i = \frac{1}{L_i} \int_0^{L_i} E(z) dz$$

C'est, au facteur de temps de transit et à sa phase synchrone près, le champ que la particule "voit" si elle voyage sur l'axe. Ce champ moyen est limité par les phénomènes de claquage entre les surfaces métalliques, sur lesquelles le champ électrique est maximum.

II.3.3. Focalisation dans un DTL

Tout faisceau de particules en phase avec l'onde accélératrice ou sur le front de cette onde ($\phi_s = 0$ à -90°), s'il est effectivement accéléré, est soumis par cette même onde à une force défocalisante transverse. En effet, comme on le voit sur la figure II-17, le champ accélérateur est focalisant en entrée d'espace accélérateur et défocalisant en sortie. Or, comme la stabilité longitudinale impose une phase synchrone sur le front montant de l'onde, le champ augmente pendant que les particules traversent l'intervalle accélérateur, et l'effet global est donc défocalisant.

* Dans la pratique, le problème est plus complexe. La transition entre le RFQ et le DTL entraîne un grossissement d'émission longitudinale significatif qui peut être réduit en augmentant l'acceptance longitudinale du DTL, donc en ramenant l'avance de phase en entrée à des valeurs plus faibles (-45°) qu'en sortie du RFQ.

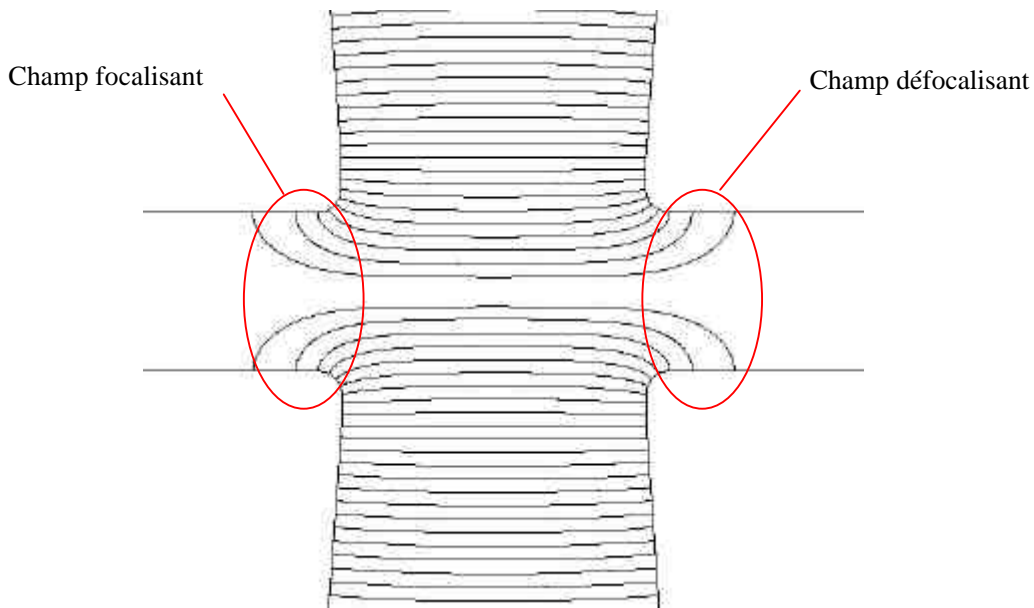


figure II-17 - Lignes de champ dans un intervalle accélérateur pris à un temps t . Si la particule entre dans l'espace accélérateur, elle en sort en $t+dt$ après que le champ ait augmenté.

Cette force défocalisante est d'autant plus forte que la phase synchrone ϕ_s est éloignée de 0 et que l'énergie de la particule est faible. Ceci suffit à nécessiter, hors toute considération de charge d'espace, une focalisation du faisceau par des moyens appropriés.

Comme on l'a déjà mentionné, la focalisation dans un DTL doit être assurée par des moyens externes, ce qui constitue son principal défaut*. Le seul espace disponible étant le tube de glissement, on y insère des aimants. Cette méthode remplace les grilles, utilisées dans les premières structures Alvarez, et dont l'effet était de supprimer l'effet défocalisant du champ en entrée de tube de glissement, mais qui détérioraient les propriétés du faisceau tout en induisant des pertes.

Les arguments gouvernant le choix de la maille de focalisation transverse sont présentés dans le chapitre suivant. Afin d'éviter les grossissements d'émittance, la formation de halo et les pertes de particules, il est par ailleurs essentiel de conserver une continuité de l'avance de phase betatron par unité de longueur avec celle issue de la structure accélératrice précédente; de même que la phase synchrone, la phase betatron doit être conservée lors des transitions de structure.

II.3.4. Comportement électromagnétique (HF)

La structure Alvarez utilise le mode (de cavité) TM_{010} (ou E_{010}), qui est le mode résonnant le plus bas en fréquence, et celui procurant l'impédance shunt la plus haute dans la mesure où le champ a une amplitude constante dans la structure (figure II-18).

Par ailleurs, en tant que structure périodique, un DTL est utilisé en mode 2π (il n'y a pas d'écart de phase entre deux cellules successives). Toutes les cellules sont donc simultanément opérationnelles pour l'accélération (ce qui n'est pas le cas, par exemple, dans un CCL).

* C'est également celui de toutes les structures, à l'exception du RFQ et du RFDTL. Dans le DTL et la structure type IH, cet inconvénient est accentué par le positionnement des aimants dans la cavité sous vide.

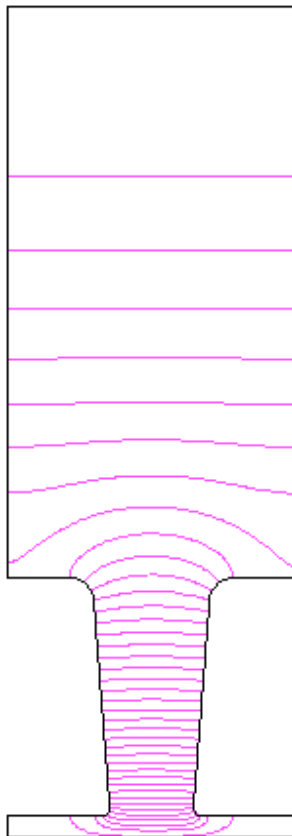


figure II-18 - Lignes de champs électriques dans une cellule de DTL pour le mode fondamental TM_{010} ; les lignes de champ magnétique sont azimutales et le champ magnétique est nul sur l'axe et présente un maximum aux environs des deux tiers du rayon de la cavité.

Une structure Alvarez a une meilleure impédance shunt lorsque la cavité est longue du fait des faibles pertes relatives sur les parois d'extrémité. Néanmoins, elle est d'autant plus sensible aux perturbations (désalignements, erreurs mécaniques...) qu'elle est longue.

Cette sensibilité aux erreurs est l'inconvénient intrinsèque majeur de toutes les cavités fonctionnant en mode $n\pi$ (n entier ou nul). On montre en effet que, pour une structure utilisée en mode 0 et π , l'influence d'une erreur mécanique (donc de fréquence) sur la loi de champ est proportionnelle au carré de la longueur de la structure, tandis que cette variation est linéaire pour une structure fonctionnant en mode $\pi/2$. Inversement, l'impédance shunt efficace est meilleure pour les modes 0 et π , d'un facteur 2 environ par rapport au mode $\pi/2$. De ce fait, on a longtemps considéré que la longueur critique d'une cavité utilisée en mode 0 était de l'ordre de 20λ , jusqu'à l'apparition de structures stabilisatrices [10].

II.3.5. Stabilisation de la structure Alvarez

Les effets transitoires (lors du remplissage de la cavité — c'est cependant un problème secondaire pour un accélérateur fonctionnant en continu) et les erreurs mécaniques ont l'inconvénient d'exciter d'autres modes résonants* (parasites pour l'accélération), et cette excitation est d'autant plus importante que ces modes sont proches en fréquence du mode fondamental. Il est donc intéressant d'utiliser une structure où les modes les plus proches du mode fondamental en sont aussi éloignés en fréquence que possible. Malheureusement, les

* Modes qui sont en fait des harmoniques spatiales.

cavités présentant la meilleure impédance shunt efficace (modes 0 et π) sont aussi celles où la courbe de dispersion présente la pente, donc la vitesse de groupe, la plus faible (figure II-19), c'est à dire ceux où les modes sont proches les uns des autres, contrairement aux cavités en mode $\pi/2$.

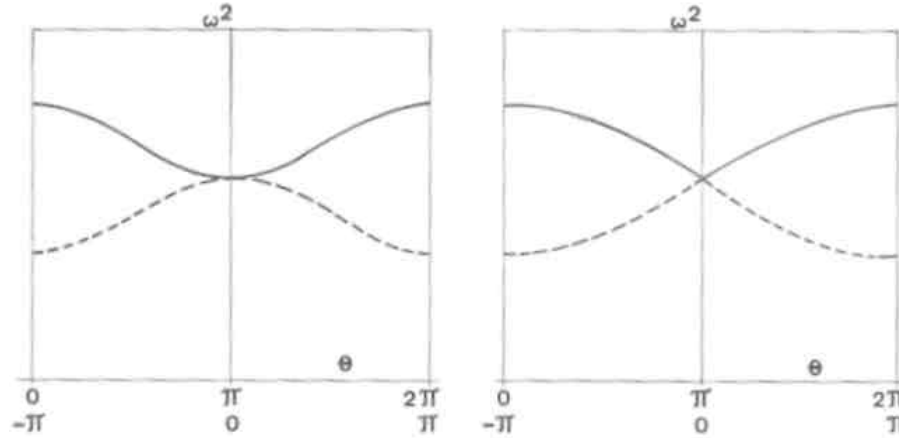


figure II-19 - Courbe de dispersion au point de confluence pour une structure non stabilisée (à gauche, vitesse de groupe nulle) et stabilisée (à droite, vitesse de groupe non nulle suite au couplage des modes).

Afin de rendre la vitesse de groupe non nulle au point de fonctionnement, on introduit dans la cavité un mode (donc une structure résonante) de fréquence analogue. Les deux modes de structure interagissent entre eux et s'influencent de manière à ce que leurs courbes de dispersion soient modifiées au point dit de confluence, où elles se croisent. La pente de la courbe de dispersion n'est plus nulle, ce qui permet d'éloigner les modes les plus proches (figure II-19). Mieux, leurs contributions tendent à s'annuler deux à deux puisqu'à un mode distant d'une fréquence Δf répond un autre mode distant de $-\Delta f$ du point de confluence.

La vitesse de groupe est proportionnelle au coefficient de couplage entre la cavité et la structure stabilisatrice, donc à l'écart relatif de leurs fréquences propres.

Les structures stabilisatrices sont déphasées de $\pi/2 \pm \pi$ par rapport aux cellules accélératrices. De ce fait, on peut considérer que la machine se décompose en deux chaînes de résonateurs couplés: la chaîne électrique, qui inclue toutes les cellules ainsi que les résonateurs intermédiaires, et la chaîne accélératrice, dans laquelle les particules ne voient que les cellules accélératrices déphasées entre elles de 2π .

Ainsi, une structure stabilisée combine les avantages des deux types de modes 0 et $\pi/2$: une impédance shunt optimale, et une vitesse de groupe non nulle.

Dans la mesure où les structures de couplage sont déphasées de $\pi/2$ ou $3\pi/2$ par rapport aux cellules accélératrices, le champ y est toujours nul, et aucune énergie n'y est stockée, ce qui permet de ne pas diminuer (dans le cas idéal sans pertes) l'impédance shunt. Dans la réalité, ces structures sont bien sûr excitées par les imperfections et sont l'objet de dépôts de puissance HF.

Il existe plusieurs types de couplage stabilisateur appliqué au DTL. Les deux plus importants sont la structure à plusieurs tiges support ("multistem") et la structure post-couplée (figure II-20).

Dans le cas d'une structure à plusieurs tiges support (développée par Giordano [18-19] à Brookhaven et Dôme au CERN [20]), la structure résonante est constituée par les tiges support*.

* Le stem est le tube métallique maintenant en place sur l'axe de la cavité chaque tube de glissement.

Au premier ordre, celles-ci ne perturbent pas le mode TM_{010} , puisqu'elles sont perpendiculaires à son champ électrique, placées dans le plan séparant les cellules et où le courant électrique doit être nul. La fréquence de résonance de la tige support dans une structure à deux tiges support étant inférieure à celle du mode TM_{010} , il faut théoriquement trois tiges support au minimum pour permettre un couplage réellement efficace (confluence), sans quoi la structure est dite "sous-compensée" (fréquence de résonance globale des tiges support inférieure à celle du mode TM_{010} de la cavité). D'un autre côté, en pratique, les pertes augmentent avec le nombre de tiges support, ce qui affecte l'impédance shunt, et cette structure devient prohibitive à plus haute énergie, car le diamètre des tubes de glissement nécessaire pour obtenir la confluence augmente lui aussi avec l'énergie. De plus, les tiges support successives doivent avoir des diamètres variables, ce qui rend cette structure mécaniquement complexe (en plus de l'hyperstaticité du système).

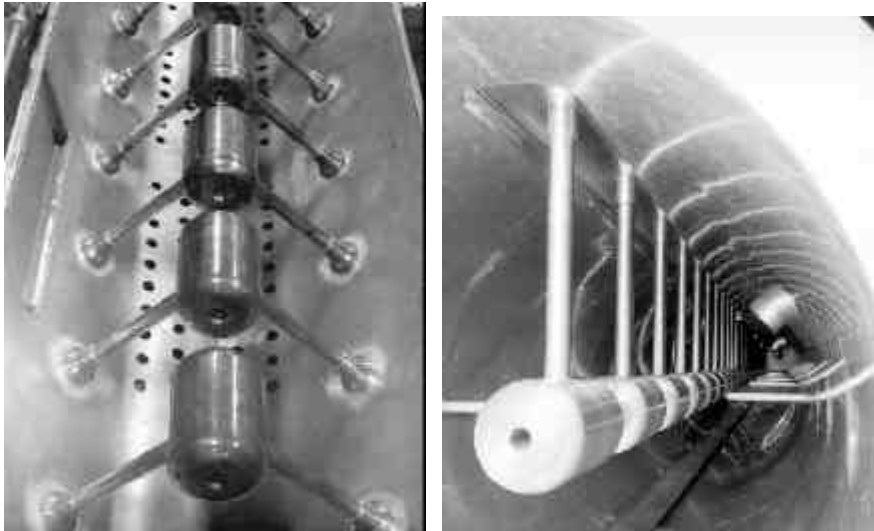


figure II-20 - Deux méthodes de stabilisation appliquées dans des DTL du CERN. A gauche: structure à deux tiges support par tube de glissement. A droite: stabilisation par post-coupleur (tiges recourbées placées dans le plan perpendiculaire à celui des tiges support).

Le CERN et Brookhaven ont, à la fin des années 60, construit des structures Alvarez multistem sous-compensées (à 2 tiges support seulement); même si son utilisation a été par la suite envisagée, notamment pour lutter contre les problèmes de vibrations [21], ce type de stabilisation est aujourd'hui abandonné, notamment en raison des importants problèmes mécaniques qu'elle pose (en particulier vis-à-vis de l'alignement des tubes de glissement), au profit de la structure post-couplée.

Le post-coupleur, inventé à Los Alamos par Donald W. Swenson [22], s'est peu à peu imposé comme la structure stabilisatrice nominale des DTL modernes, car il présente la plupart des avantages de la structure multistem sans en avoir les inconvénients. Le post-coupleur est en fait une tige support qui ne touche pas le tube de glissement. La capacitance entre le post-coupleur et le tube de glissement augmente la fréquence de résonance du mode 0 du post-coupleur par rapport à celui de la tige support de même diamètre, ce qui permet:

- de n'utiliser qu'un seul post-coupleur par tube de glissement;
- de diminuer le diamètre du post-coupleur par rapport à celui d'une tige support équivalente.

Le post-coupleur présente d'autres avantages. Il peut être adapté à chaque cellule en ajustant la distance entre son extrémité et le tube de glissement, tandis qu'à une cellule doit correspondre un diamètre de tiges support propre dans le cas de la structure multistem. Par ailleurs, le post

coupleur est mécaniquement séparé du tube de glissement, ce qui élimine tous les inconvénients liés à l'hyperstaticité.

Enfin, comme on le verra au chapitre suivant, l'utilisation de "pattes" ("*tabs*" dans la littérature anglo-saxonne) en extrémité de post-coupleur permet d'ajuster la distribution du champ des cellules successives. Ce type de machine, où le champ accélérateur augmente de cellule en cellule, est nommé "RGDTL" ("Ramped Gradient Drift Tube Linac"), et est apparu au milieu des années 80 à Los Alamos.

En fait, le seul inconvénient du post-coupleur par rapport au multistem réside dans le fait que, le couplage étant plus faible entre les modes du post-coupleur et ceux des cellules accélératrices qu'entre ceux des tiges support et ceux des cellules accélératrices, la vitesse de groupe à la confluence est inférieure, et donc l'écart du mode principal avec les modes les plus proches est moins important (d'un facteur 3 environ par rapport à une structure à 3 tiges support).

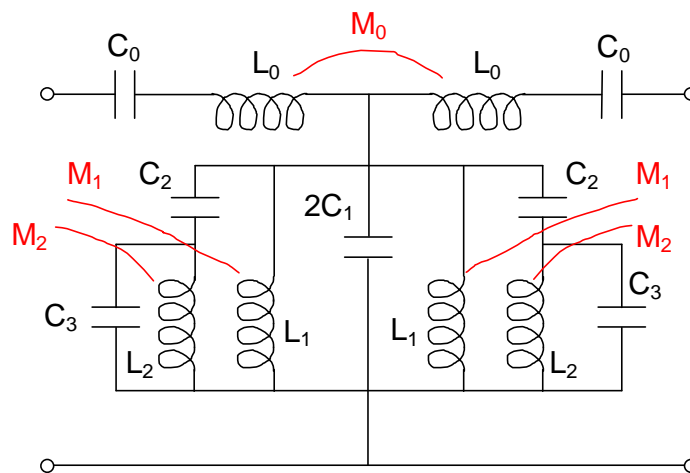


figure II-21 - Circuit équivalent à un DTL post-couplé.

C_0	Capacité entre deux demi tubes de glissement adjacents
C_1	Capacité entre un demi tube de glissement et la paroi de l'enceinte
C_2	Capacité entre un demi tube de glissement et un demi post-coupleur
C_3	Capacité entre un demi post-coupleur et la paroi de l'enceinte
L_0	Inductance d'un demi tube de glissement
L_1	Inductance d'une demie tige support
L_2	Inductance d'un demi post-coupleur
M_0	Inductance mutuelle entre deux demis tubes de glissement adjacents
M_1	Inductance mutuelle entre deux demies tiges support adjacents
M_2	Inductance mutuelle entre deux demis post-coupleurs

La configuration optimale consiste en un post-coupleur par cellule, placé à 90° par rapport à la tige support pour minimiser toute interaction avec celui-ci, et tourné de 180° par rapport à l'axe faisceau d'une cellule à l'autre. Il n'est néanmoins pas nécessaire de placer un post-coupleur dans chaque cellule pour obtenir une bonne stabilité, et la plupart des DTL actuels n'utilisent qu'un post-coupleur toutes les 2 ou 3 cellules.

La stabilisation par post-coupleurs ne fonctionne cependant pas dans n'importe quelles conditions; la condition principale est liée à la distance entre les tubes de glissement et les parois de l'enceinte, qui doit être inférieure à, ou de l'ordre de, $\lambda/4$, où λ est la longueur d'onde de

résonance du mode accélérateur (à 352 MHz, $\lambda/4=21,3$ cm). L'optimum se situe entre 75% à 90% de $\lambda/4$ [23], mais ce chiffre varie selon les machines. En règle général, plus la longueur d'un post-coupleur est éloignée de $\lambda/4$, et plus la stabilisation est difficile à obtenir. Dans des cas extrêmes, il est même pratiquement impossible d'y parvenir. Pour des machines ne possédant pas des dimensions permettant d'obtenir ces longueurs de post-coupleur, une version de longueur électrique $3\lambda/4$ a été testée avec succès sur des modèles bas niveau [24]. Il pose cependant des problèmes importants en terme de vide et de multipactoring.

Le réglage et l'optimisation des post-coupleurs est une tâche délicate; pour ce faire, des circuits équivalents à un DTL post-couplé ont été développés, afin de pouvoir utiliser l'approximation de la théorie des circuits. Un circuit récent schématisant un DTL post-couplé est présenté sur la figure II-21 [23, 25].

Ce modèle néglige l'inductance mutuelle entre post-coupleurs de cellules adjacentes, ce qui est une approximation acceptable lorsque ceux-ci sont alternés de 180° .

II.4 Les défis d'un DTL de puissance

Les problèmes spécifiques aux DTL destinés à des accélérateurs de forte puissance sont principalement de deux types.

Le fort cycle utile induit un dépôt de puissance évidemment plus important que dans les machines pulsées. Les échauffements liés à ces pertes thermiques engendrent des dilatations qui elles mêmes induisent des contraintes mécaniques, des déplacements (donc des désalignements), et des dérives en fréquence de résonance (augmentation du volume de la cavité, variation de la capacité entre tubes de glissement opposés). Il est donc nécessaire de fonctionner avec des températures relativement basses et avec des matériaux se dilatant assez peu afin de limiter ces désagréments, et d'être capable de prévoir ces déplacements afin de les compenser.

La forte intensité du faisceau a des conséquences beaucoup plus complexes et bien plus difficiles à contrôler. La limitation des pertes faisceau en dessous de seuils permettant la maintenance de la machine impose des pertes de particules par unité de longueur un ou deux ordres de grandeur en dessous des performances actuelles [26]. La connaissance des phénomènes à l'origine de ces pertes, leur compréhension et leur contrôle est donc un enjeu majeur. Les forces de charge d'espace, qui augmentent avec l'intensité du faisceau, sont désormais intégrées aux codes de calcul et leurs effets en termes de focalisation transverse et longitudinale peuvent être compensée. En revanche, la formation des halos, particules gravitant autour des paquets aussi bien dans les plans transverses que longitudinal, est un phénomène complexe dont toutes les origines ne sont pas clairement connues. Or ces particules flirtant dangereusement avec les parois du tube faisceau sont l'enjeu principal du contrôle des pertes.

Ramenée à l'échelle de la conception d'une structure Alvarez, cette problématique de la formation du halo et du contrôle des pertes a plusieurs conséquences. Le meilleur moyen de limiter les pertes est de minimiser le rapport entre les dimensions RMS transverses du faisceau et celles du tube faisceau. Il s'agit donc de maximiser simultanément l'ouverture des tubes de glissement et les forces de focalisation*, deux objectifs complètement antagonistes. De plus, une focalisation forte augmente la sensibilité aux erreurs d'alignement, et une faible taille de faisceau augmente les forces de charge d'espace. Toutes les sources de grossissement d'émission devant être évitées, l'alignement, en particulier des quadripôles, doit être particulièrement soigné. Enfin, l'interaction avec le gaz résiduel étant un facteur d'apparition de halo, il est nécessaire de fonctionner sous un vide poussé [27].

* Encore qu'il convienne de noter qu'une focalisation forte réduit la taille rms du faisceau, mais pas nécessairement sa taille totale.

II.5 Résumé

Au cours de ce chapitre, le débat relatif au choix des structures accélératrices pour ce type de machines a été présenté; il a permis de démontrer la pertinence de la structure Alvarez. Si celle-ci a désormais des concurrents sérieux dans la gamme d'énergie qui nous intéresse (5 à 10 MeV), elle reste néanmoins un choix viable présentant des avantages indéniables. Cette structure Alvarez, ou DTL, a ensuite été présentée de manière générale, et ses principales caractéristiques ont été décrites. Les problèmes particuliers induits sur cette structure accélératrice par la forte puissance ont ensuite été abordés.

Le chapitre qui suit traite de l'optimisation et de la conception d'une telle structure dans le cadre du projet IPHI.

Références pour le chapitre II

- [1] V. Pirozhenko & al., "**HILBILAC Development for Accelerator-Driven Transmutation**", Proceedings of Int. Conf. On ADTT and Applications, Las Vegas, Juillet 1994.
- [2] P. Lapostolle & al., "**Computer design and dynamics of the Quasi-Alvarez Linac**", Proceedings of the 1990 Linear Accelerators Conference.
- [3] D. Uriot & al., "**DTL - SDTL**", CONCERT Technical Meeting 04, Saclay, 21 décembre 2000.
- [4] D. Uriot & al., "**SDTL**", CONCERT Technical Meeting 06, Saclay, 1er mars 2001.
- [5] D. Uriot, "**DTL - SDTL**", ESS Technical Meeting, Saclay, 27-28 août 2001.
- [6] J.H. Billen & al., "**A new RF structure for intermediate-velocity particles**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerators Conference.
- [7] R.L. Wood & al., "**Status of engineering development of CCDTL for accelerator production of tritium**", Proceedings of the 1998 Linear Accelerators Conference, <http://www.aps.anl.gov/conferences/LINAC98/papers/MO4087.pdf>.
- [8] U. Ratzinger, "**H-type linacs**", CERN Accelerator School, Seeheim, mai 2000.
- [9] U. Ratzinger, "**Interdigital RF structures**", Proceedings of the 1990 Linear Accelerator Conference.
- [10] E. Baron, J.-L. Biarotte & al., "**Driver accelerators for EURISOL**", report of the Study Group, novembre 2001.
- [11] G. Olry, "**Etude des cavités Spoke dans les accélérateurs de proton**", Journées Accélérateurs, Roscoff, novembre 2001.
- [12] D.A. Swenson, "**RF-focused drift tube linac structure**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerator Conference.
- [13] D.A. Swenson & al., "**Merits of the RFD linac structure for proton and light-ion acceleration systems**", Proceedings of the 1996 European Particle Accelerator Conference, <http://accelconf.web.cern.ch/AccelConf/e96/PAPERS/ORALS/MOO08A.PDF>.
- [14] D.A. Swenson, "**Status of the RFD linac structure development**", Proceedings of the 2000 Linear Accelerator Conference, <http://www.slac.stanford.edu/econf/C000821/THD13.pdf>.
- [15] L.W. Alvarez & al., "**Berkeley Proton Linear Accelerator**", Rev. Sc. Instr., Vol. 26, N°2, février 1955.
- [16] P. Lapostolle, "Introduction à la théorie des accélérateurs linéaires", rapport CERN 87-09, Genève, 1987.
- [17] P. Lapostolle & A. Septier, éditeurs, "**Linear Accelerators**", North-Holland Publishing Co., Amsterdam, 1970.
- [18] S. Giordano & al., "**Measurement on a multistem drift tube structure**", Proceedings of the 1966 Proton Linear Accelerator Conference, pp. 88-95.
- [19] S. Giordano & al., "**Studies of multistem drift tube accelerator structures**", Proceedings of the 1967 US National Particle Accelerator Conference, pp. 290-294.

[20] G. Dôme & al., "**A general theory of multistem drift tube structures proposed for proton linacs**", Proceedings of the VIth International Conference on High Energy Accelerators (1967), pp. A-19 - A-29.

[21] J.H. Billen & al., "**Field stability in two-stems drift-tube linacs**", Proceedings of the 1988 Linear Accelerator Conference, pp. 125-127.

[22] D.A. Swenson & al., "**Stabilization of the drift tube linac by operation in the $p/2$ cavity mode**", Proceedings of the VIth International Conference on High Energy Accelerators (1967), pp. 167-173.

[23] M. Sawamura & al., "**Post coupler studies for Alvarez tanks**", Proceedings of the 1988 Linear Accelerator Conference, pp. 148-150.

[24] J.H. Billen & al., "**A $3\lambda/4$ post coupler for drift tube linacs**", IEEE Trans. Nuc. Sc., Vol. NS-32, No.5, October 1985, p. 3013-3015.

[25] S. Machida & al., "**Stabilizing characteristics of post-couplers**", IEEE Trans. Nuc. Sc., Vol. NS-32, No.5, October 1985, pp. 3259-3261.

[26] T. Wangler & al., "**New high power linacs and beam physics**", Proceedings of the 1997 Particle Accelerator Conference, pp. 915-919,

<http://accelconf.web.cern.ch/accelconf/pac97/papers/pdf/8B001.PDF>.

[27] N. Pichoff, "**Etude théorique et expérimentale du halo d'un faisceau intense de particules chargées dans un accélérateur**", Thèse de doctorat de l'Université Paris-Sud, décembre 1997.

Annexe: rappels de dynamique faisceau

Cette annexe vise à rappeler quelques définitions et lois d'échelle fondamentales et quelques résultats de dynamique faisceau pertinents pour la conception d'un DTL.

Puissance HF

Rappelons que les paramètres permettant de caractériser le rendement HF d'un accélérateur sont l'impédance shunt et le facteur de qualité.

L'impédance shunt Z est égale au rapport du carré du champ moyen sur l'axe (E_0^2) sur la puissance perdue par unité de longueur (dP/dz):

$$Z = \frac{E_0^2}{dP/dz} \propto I^{-1/2},$$

Ce paramètre mesure la capacité (l'efficacité) d'une structure à donner le champ accélérateur le plus élevé pour une puissance dissipée donnée. Il est d'autant plus intéressant qu'il ne dépend *que* des paramètres géométriques de la cavité.

L'impédance shunt efficace (Z_{eff}) prend en compte le facteur de temps de transit, rapport entre le gain d'énergie d'une particule idéale traversant l'accélérateur et l'énergie d'une particule *imaginaire* traversant tout l'accélérateur sur le maximum du champ accélérateur:

$$Z_{eff} = ZT^2 = Z \frac{\left| \int_0^l E(z) e^{jkz} dz \right|^2}{\left[\int_0^l |E(z)| dz \right]^2},$$

L'impédance shunt efficace tient donc compte de l'énergie effectivement acquise par la particule en traversant la structure, là où l'impédance shunt ne considère que l'énergie *potentiellement* acquise.

L'autre paramètre fondamental des cavités accélératrices est le facteur de qualité, ou coefficient de surtension:

$$Q = \frac{\text{énergie stockée} \times \omega}{\text{puissance dissipée}} \propto I^{1/2}$$

Q permet de mesurer le temps de remplissage d'une cavité (paramètre secondaire pour un accélérateur continu), mais aussi la sensibilité de la structure aux erreurs de fréquence (dérive en phase).

Mouvement longitudinal

Le mouvement des particules soumises à un champ accélérateur sinusoïdal n'est stable qu'à certaines conditions. Considérons la particule synchrone comme référence, et ϕ_s sa phase par rapport à la crête de l'onde.

- La particule synchrone doit être sur le front d'onde montant (ϕ_s négatif) pour que son mouvement soit stable.
- Les particules oscillent autour de la phase synchrone dans une limite d'excursion en énergie ΔW autour de l'énergie synchrone donnée par:

$$\Delta W = \pm 2 \sqrt{\frac{eEm_0c^2 \mathbf{b}_s^3 g_s^3 (\mathbf{j}_s \cos \mathbf{j}_s - \sin \mathbf{j}_s)}{w/c}}$$

avec: c vitesse de la lumière
 \mathbf{b}_s vitesse de la particule synchrone relative à celle de la lumière
 E champ accélérateur crête
 e charge de la particule
 g_s facteur relativiste de la particule synchrone.

Stabilité transverse

Le caractère défocalisant de la stabilité du mouvement longitudinal impose une focalisation externe du faisceau. La stabilité de l'oscillation betatron résultant de l'utilisation d'aimants à gradients alternés est régie par les critères de stabilité de phase usuelle, à savoir:

$$0 < \mathbf{m} < 90^\circ$$

où \mathbf{m} est l'avance de phase betatron par maille.

L'intégrale du gradient de la force défocalisante issue de la stabilité du mouvement longitudinal est donnée, dans chaque plan transverse, et en considérant une symétrie circulaire, par:

$$P_t = \frac{\Delta W_s \operatorname{tg}(\mathbf{j}_s)}{2pW_s}$$

où W_s et ΔW_s sont l'énergie et le gain d'énergie par période HF pour la phase synchrone et \mathbf{f}_s la phase synchrone.

L'intégrale du gradient de la force focalisante d'un quadripôle est donnée par:

$$Q_t = \frac{eG(\mathbf{l}_0 \mathbf{b}_s)^2}{p^2 m_0 c \mathbf{b}_s}$$

où G est le gradient du quadripôle.

Selon la maille de focalisation (F0D0 ou F0F0D0D0 essentiellement), on peut donc tracer un diagramme de stabilité qui permettent de choisir un point de fonctionnement et, en fonction des paramètres de la particule synchrone, d'en déduire les paramètres de focalisation.

De manière générale, les mailles F0D0 nécessitent des gradients plus importants mais aboutissent à des $\mathbf{b}_{max}/\mathbf{b}_{min}$, donc des tailles de faisceau, plus faibles.

Fréquence et lois d'échelles

Le choix de la fréquence a des conséquences bien connues sur les propriétés d'une cavité comme résumé sur le tableau II-5.

Section de la cavité	$\propto \lambda$
Volume de la cavité	$\propto \lambda^2$
Energie stockée dans la cavité	$\propto \lambda^2$
Résistance de surface	$\propto \lambda^{-1/2}$
Puissance dissipée	$\propto \lambda^{1/2}$
Impédance shunt	$\propto \lambda^{-1/2}$
Facteur de qualité	$\propto \lambda^{1/2}$
Acceptance longitudinale	$\propto \lambda^{1/2}$
Acceptance transverse	$\propto \lambda^{3/2}$

tableau II-5 - Lois d'échelle d'une structure accélératrice.

De manière évidente, les lois d'échelle ne vont pas dans le même sens: le rendement de la cavité (impédance shunt, puissance dissipée) est favorable à des cavités de fréquence plus élevée, mais inversement les acceptances, en particulier transverse, sont meilleures à basse fréquence.

Références pour l'annexe du chapitre II

- P. Lapostolle, "**Introduction à la théorie des accélérateurs linéaires**", rapport CERN 87-09, Genève, 1987.
- P. Lapostolle & A. Septier, éditeurs, "**Linear Accelerators**", North-Holland Publishing Co., Amsterdam, 1970.

Chapitre III.

Conception d'un DTL pour forts courants de protons en continu

III.1 Objectifs et cahier des charges

Le DTL d'IPHI est une structure devant répondre principalement aux critères suivants:

- énergie d'injection, tributaire de l'énergie de sortie du RFQ: 5,025 MeV;
- puissance totale: 1 MW (une unité de klystron);
- fréquence: 352 MHz;
- énergie de sortie: 10 MeV minimum;
- continuité des dynamiques transverse et longitudinale avec le RFQ (avances de phase par unité de longueur à zéro courant*);
- pertes faisceau limitées à 10^{-6} A/m à 10 MeV pour 100 mA;
- utilisation d'électroaimants;

A ces spécifications de base s'ajoute, bien entendu, l'optimisation des performances (en particulier maximisation de l'impédance shunt et du facteur de qualité).

Ces différentes contraintes sont antagonistes: par exemple, la limitation des pertes faisceau nécessite un grand tube faisceau, ce qui est un obstacle à la faisabilité des électroaimants et nuit par ricochet à l'impédance shunt.

Le choix de la fréquence est lui aussi un compromis. La plupart des DTL utilisant des électroaimants fonctionnent dans la gamme des 200 MHz. Ceux utilisant des aimant permanents utilisent plutôt celle des 400 MHz. 352 MHz reste un objectif raisonnable pour la conception des électroaimants et permet de gagner sur l'impédance shunt. Par ailleurs, c'est une fréquence pour laquelle des klystrons de 1 MW existent.

L'énergie de sortie est dictée par la puissance et l'impédance shunt; elle découle donc de la conception de la cavité et l'un des objectifs de l'optimisation est de parvenir à une énergie de sortie la plus élevée possible (ce qui revient de nouveau à optimiser l'impédance shunt).

* Sauf spécification, toutes les avances de phase sont considérées à zéro courant.

III.2 Paramètres d'optimisation

III.2.1. Loi de phase synchrone

Plus la phase synchrone est basse (en valeur absolue), plus l'accélération est importante (à champ crête constant); inversement, l'acceptance longitudinale est réduite et l'effet défocalisant du champ HF plus fort. La phase synchrone en entrée doit être continue avec la phase synchrone en sortie du RFQ afin d'éviter les grossissements d'émission et les pertes dues à une variation brusque (non adiabatique) de la phase synchrone.

Il est donc intéressant (et fréquent depuis le milieu des années 1960) de faire varier la phase synchrone le long de la structure, typiquement de -45° à -25° ou -30° . Ainsi:

- l'acceptance est optimisée;
- les effets non linéaires sont réduits;
- l'accélération est optimisée;
- la stabilité longitudinale est améliorée, plus particulièrement pour les fortes intensités.

En conséquence, la phase synchrone en sortie du RFQ conditionne l'acceptance de la structure suivante; il convient ensuite de choisir la phase synchrone en fin de machine ainsi que la rampe utilisée entre ces deux valeurs.

Les variations de phase synchrone sont obtenues en ajustant la longueur des cellules.

III.2.2. Focalisation transverse

Les deux mailles utilisées pour des structures de type Alvarez sont les types F0D0 et F0F0D0D0.

Comme on l'a déjà mentionné au chapitre précédent, la maille F0D0 a une meilleure admittance transverse. En revanche, elle nécessite des gradients plus importants, ce qui est un inconvénient majeur à 5 MeV et 352 Mhz. Pour sa part, la maille F0F0D0D0 induit des dimensions transverses de faisceau plus importantes.

Le choix de la nature des aimants est également crucial. En effet, les aimants permanents permettent, à volume égal, des champs et des gradients plus forts qu'un électroaimant. Inversement, ils n'autorisent pas de possibilité de réglage, ce qui, en particulier, impose des tolérances particulières sur la réalisation des aimants pour l'obtention du gradient nominal.

Le gradient des quadripôles est imposé par la loi d'avance de phase transverse, qui résulte elle-même d'un compromis entre l'obligation d'avoir un faisceau de section transverse la plus faible possible et la nécessité de garder des valeurs de gradients réalistes.

Plusieurs approches différentes conduisent au choix de la loi de phase transverse. Soit celle-ci est optimisée pour une intensité donnée, soit celle-ci est optimisée à zéro courant (c'est-à-dire hors charge d'espace). Cette dernière méthode, utilisée pour cette machine, a un avantage majeur: elle permet de s'affranchir de l'intensité du faisceau tout au long de la machine, au prix d'un grossissement du faisceau (qui est fonction de son intensité). En effet, plus l'intensité est importante, et plus l'avance de phase par maille est réduite, mais la continuité de l'avance de phase est conservée tout au long de la structure.

III.2.3. Champ accélérateur

Le choix du champ accélérateur est dicté par trois aspects principaux: la dynamique en entrée de machine (continuité de l'avance de phase longitudinale par unité de longueur), la limitation des pertes dans le cuivre, et le raccourcissement de la structure.

Le premier point impose le champ dans la première cellule. Mais il est ensuite intéressant de faire évoluer ce champ accélérateur le long du linac (on parle alors de RGDTL pour "*Ramped Gradient Drift Tube Linac*"). La limite est alors imposée principalement par les pertes thermiques dans le cuivre qu'il faut garder à des niveaux compatibles avec les possibilités de refroidissement, en particulier dans les tubes de glissement. Le champ crête est pour sa part fonction de la géométrie. De fait, plus le champ est élevé, plus les pertes dans le cuivre sont importantes, mais plus l'accélération est rapide et, pour une puissance totale donnée, plus le linac est court. Ces machines sont d'autant plus intéressantes que les RFQ ont un gradient accélérateur assez faible (2 MV/m) comparés à ce dont sont capables les structures Alvarez (4-5 MV/m). [2]

L'obtention d'une rampe de champ se fait par le biais des post-coupleurs présentés au chapitre précédent, et plus précisément au moyen des pattes en extrémité (ou en utilisant des post-coupleurs coudés qui permettent un couplage différentiel entre cellules). L'inconvénient majeur des RGDTL est l'importance des courants (et donc des pertes) induits dans les tiges support et les post-coupleurs [3].

III.2.4. Limitation du champ Kilpatrick

Un facteur limitant le champ accélérateur, mais dépendant fortement de la géométrie des tubes de glissement, est la limite imposée sur le champ électrique de surface, au-delà de laquelle il y a claquage.

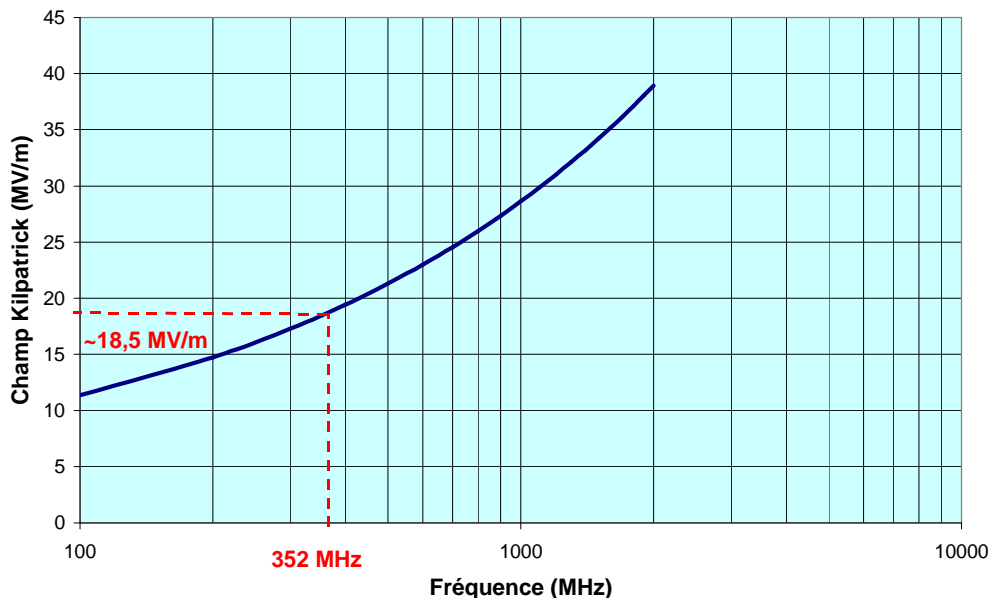


figure III-22 - Champ limite Kilpatrick en fonction de la fréquence.

Cette limite admissible est déterminée suivant une formule empirique développée par Kilpatrick il y a plus de 30 ans et toujours utilisée de nos jours, faute de mieux (voir figure III-22). Elle varie avec la fréquence de la cavité. Les progrès en matière d'ultravide et d'états de surface permettent néanmoins de s'autoriser des champs maximum de l'ordre de 1,5 à 2,5 fois la limite Kilpatrick (K_p).

Il convient donc de se fixer une limite admissible, qui en retour limite le champ accélérateur et impose des contraintes géométriques, notamment sur les angles et sur la longueur des espaces accélérateurs. Le choix d'un Kilpatrick élevé permet essentiellement d'améliorer le facteur de temps de transit, mais la valeur du champ crête croît avec la longueur de l'espace accélérateur bien plus vite que le facteur de temps de transit, ce qui rend assez peu intéressant en regard des risques de se fixer une limite élevée sur le champ Kilpatrick.

Dans notre cas, il a été décidé de rester en deçà de la limite Kilpatrick, avec 0,9 Kp. Cette limite est bien en dessous de ce qu'il est possible de faire à l'heure actuelle, mais c'est un choix qui contribue à fiabiliser la machine en conservant une marge importante vis-à-vis des claquages.

III.2.5. Paramètres d'optimisation géométriques

Les différentes dimensions d'une cellule (figure III-23) sont liées entre elles et ne sont pas toutes libres; elles doivent être optimisées en tenant compte de la vitesse des particules et des avances de phase, du maintien de la résonance de la cavité, des champs de surface...

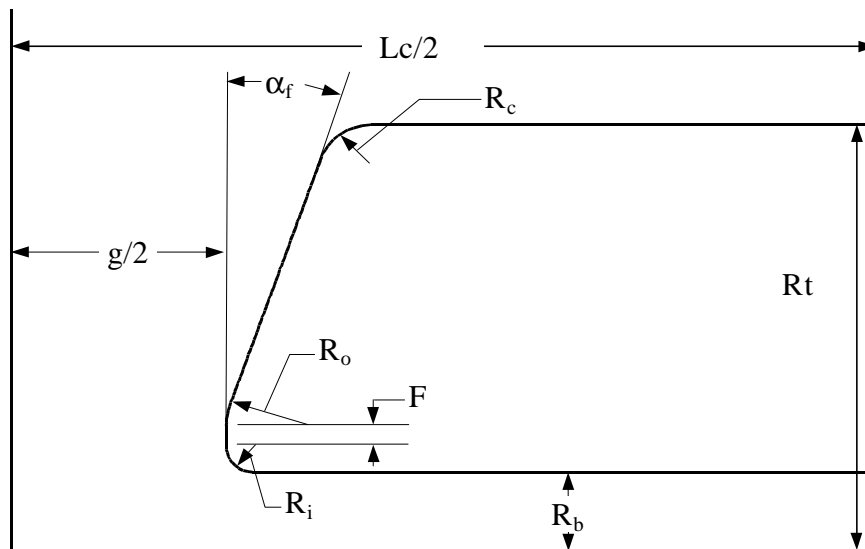


figure III-23 - Profil d'une demi-cellule de DTL.

- Le diamètre de la cavité est constant d'une cellule à l'autre, sans quoi la cavité devient mécaniquement excessivement complexe. Il dépend de la fréquence de résonance globale et n'est pas un paramètre permettant d'optimiser individuellement les cellules.
- La longueur des cellules, L_c , doit être égale à $\beta\lambda$; mais si les cellules ne sont pas symétriques, $L_c/2$ est un paramètre d'optimisation.
- Le diamètre des tubes de glissement, R_o , possède une dimension minimum imposée par la dimension de l'aimant et la mécanique du tube de glissement. Dans le cas de cette cavité, il est conservé constant tout au long de la machine. C'est une conséquence de la conception des aimants et donc pas un paramètres d'optimisation.
- Le diamètre du tube faisceau, R_b , est de même maximisé par l'ouverture des quadripôles, mais la taille du faisceau injecté limite à l'inverse son diamètre minimum. Cette dimension est la plus cruciale; plus elle est grande, et moins les pertes sont importantes, mais il est impossible de réaliser un quadripôle de fort gradient si ce

rayon est trop important. Ce n'est donc pas un paramètre d'optimisation à proprement parler. Par ailleurs, son influence sur la fréquence de résonance est secondaire.

- La dimension de l'espace accélérateur, $g/2$, permet d'optimiser le temps de transit; mais une fois le diamètre de l'enceinte, D , fixé (par optimisation d'une cellule de référence), $g/2$ est avec α_f le seul paramètre influant effectivement sur la fréquence de résonance. Par ailleurs, cette longueur a une forte influence sur le champ crête.
- L'angle des faces des tubes de glissement, α_f , est donc l'un des principaux paramètres d'optimisation individuelle de chaque cellule. Par ailleurs, afin d'éviter l'effet de multipactor, il faut limiter le nombre de surfaces parallèles en vis-à-vis; aussi α_f ne doit-il pas être nul. Cette pente a également pour avantage de minimiser la zone de fort champ électrique.
- Les paramètres R_0 , R_i , R_c et F permettent de minimiser les champs de surface. Ce sont, avec $g/2$, les paramètres géométriques permettant de se placer par rapport à la limite Kilpatrick retenue.
- Le diamètre des tiges support, qui n'est traité dans la procédure d'optimisation que comme une perturbation en fréquence qu'il faut compenser, n'est pas non plus un paramètre permettant d'optimiser la cavité. C'est un compromis entre des aspects thermiques (refroidissement), mécaniques (résistance), et le fait que plus la tige support est petite et meilleure est l'impédance shunt.

Les cellules sont asymétriques afin que, la variation du β étant continue, la particule synchrone soit en phase au milieu de l'espace accélérateur. Le milieu de l'espace accélérateur et celui de la cellule ne sont donc pas confondus. La résonance de la cavité à 352 MHz d'une cellule à l'autre est maintenue en jouant sur les quelques dimensions libres: longueur des tubes de glissement, longueur de l'espace accélérateur, pente des tubes de glissement dans le cas du DTL d'IPHI.

III.3 Outils d'optimisation

La cavité elle-même est optimisée en utilisant le générateur de DTL conçu au SACM [4]. Ce code fonctionnant sous *Windows* s'appuie sur le solveur électromagnétique *SUPERFISH* et ses codes dérivés pour l'optimisation des structures Alvarez, DTLFISH et MDTFISH. Ce code permet d'optimiser l'impédance shunt efficace d'une cellule puis d'une cavité complète, tout en tenant compte de l'accord en fréquence, de la place réservée au quadripôle, de la limite Kilpatrick tolérée, de la phase synchrone, des perturbations en fréquence liées à la tige support, des lois de champ accélérateur, etc...

Il est important de noter que *SUPERFISH*, étant un code 2D, ne tient pas compte des structures 3D comme les tiges support et les post-coupleurs autrement que par le biais de la théorie des perturbations. En particulier, le code ne donne qu'un décalage en fréquence lié à cette perturbation, sans calculer son effet sur le champ accélérateur.

Le DTL est obtenu en suivant la démarche suivante. L'impédance shunt efficace est maximisée pour une cellule du milieu (ou mieux, de l'extrémité haute énergie) de l'enceinte, en accordant la cellule en fréquence au moyen de son diamètre externe. Cette optimisation donne un diamètre d'enceinte, fixé une fois pour toute. Les autres cellules sont ensuite obtenues en conservant le même diamètre externe (ainsi que les autres paramètres fixés), en jouant sur la longueur de l'espace accélérateur pour les accorder en fréquence.

Cette procédure n'est cependant pas toujours valable. Ce faisant, il est en effet fréquent que le tube de glissement de la première cellule ainsi obtenu soit trop petit pour accueillir le quadripôle, dont on connaît au préalable l'encombrement minimum. Dans ce cas, cette cellule est modifiée (en jouant sur son diamètre externe, D) de manière à allonger le tube de glissement jusqu'au minimum nécessaire tout en maintenant l'accord en fréquence. Les autres cellules sont ensuite ré-accordées en tenant compte du nouveau diamètre externe.

Il pourrait sembler plus logique d'accorder d'abord la première cellule puis de se baser sur celle-ci pour obtenir les autres. Mais dans la mesure où son optimisation est limitée par les considérations dimensionnelles liées au quadripôle, cette méthode donne des résultats inférieurs de 5 à 10% en termes d'impédance shunt par rapport à la méthode exposée ci-dessus, qui favorise l'optimisation des cellules d'extrémité, à plus fort champ et de dimensions plus libres.

Noter que tous les calculs et résultats présentés tiennent compte d'une minoration de 20% de l'impédance shunt, valeur couramment admise comme une correction à apporter aux résultats de *SUPERFISH* pour tenir compte des pertes dues aux facteurs négligés par ce calcul 2D (joints HF, fentes de pompage et autres piquages, tuners...; certaines sources utilisent le chiffre de 25% [5]).

Les calculs de dynamique faisceau ont été réalisés via un code d'enveloppe 3D développé spécifiquement au SACM, associé au code multiparticules *PARMILA* du LANL*, utilisé pour vérifier et optimiser les données obtenues (dans la mesure où les codes multiparticules sont plus précis).

III.4 Description de la conception retenue [6]

III.4.1. Choix d'un "aimant unique"

Comme on l'a vu ci-dessus, les dimensions des quadripôles prennent une place importante dans la conception géométrique des cellules.

Il convient alors de se poser la question suivante: est-il plus intéressant d'optimiser les tubes de glissement en fonction des aimants, ou en fonction de l'impédance shunt ? Posée autrement, cette question devient: vaut-il mieux un unique modèle d'aimant de petites dimensions permettant d'optimiser l'impédance shunt de chaque cellule, ou bien vaut-il mieux autant d'aimants différents — optimisés — que de cellules, au détriment de l'impédance shunt ?

En négligeant les effets de saturation magnétique (ce qui est évidemment abusif), le gradient transverse d'un quadripôle varie linéairement avec l'intensité circulant dans les bobines d'excitation:

$$G = \frac{2\mu_0 NI}{R^2}$$

(G gradient, NI nombre d'Ampères-tours, R rayon de gorge du quadripôle)

Tous les autres paramètres étant constants, et connaissant les gradients transverses requis par la dynamique dans le DTL, on peut donc déterminer l'intensité nécessaire pour chaque quadripôle.

Par ailleurs, ce n'est pas le gradient mais la force du quadripôle qui importe, c'est à dire le produit de sa longueur par son gradient transverse. En allongeant le quadripôle, on diminue ainsi le gradient transverse nécessaire. Toujours en première approximation, on peut donc estimer que l'intensité d'excitation nécessaire à l'obtention d'un gradient intégré varie linéairement avec la longueur de l'aimant. En utilisant la carte de gradient donnée dans la référence [6], et un

* Abandonné depuis en faveur de *PARTRAN*, développé au SACM.

quadripôle de caractéristiques électriques équivalentes au modèle à conducteur plein (décrit au chapitre suivant), on obtient les intensités et puissances électriques suivantes:

Puissance électrique pour des quadripôles identiques	74 kW
Puissance électrique pour des quadripôles différents	27 kW

	Linac 1	Linac 2
Energie d'entrée (MeV)	5,00	5,00
Energie de sortie (MeV)	11,54	11,21
Nombre de cellules	53	57
Longueur du linac (m)	5,677	6,107
Puissance totale (kW)	985,904	998,989
Puissance faisceau (kW)	653,987	621,167
Rendement	66,33%	62,18%
Pertes (kW)	331,917	377,823

tableau III-6 - Comparaison des performances de DTL dont tous les aimants sont identiques (Linac 1) ou dont tous sont différents (Linac 2).

Mais l'utilisation d'un type de quadripôle unique permet surtout d'optimiser l'impédance shunt de la cavité HF. Il est possible de comparer ainsi deux linacs: l'un n'utilise qu'un seul type de quadripôle, et la pente α_f (figure III-23) augmente progressivement le long de la cavité (Linac 1); dans l'autre, un maximum de place est réservé pour les quadripôles, et la pente est maintenue constante (5°; Linac 2). Tous les autres paramètres (diamètre des tubes de glissement, loi de champ, loi de phase, etc...) sont par ailleurs identiques. Le deux linacs sont générés selon la procédure automatique décrite ci-dessus et le résultat est présenté sur le tableau III-6.

En termes d'exploitation, la différence se situe dans la différence de rendement, soit 45 kW environ, et dans la différence d'énergie atteinte, qui n'est elle pas significative (330 keV). Le bilan électrique des deux options apparaît sur le tableau III-7.

	Linac 1	Linac 2
Puissance électrique aimants (kW)	74	27
Rendement des alimentations	85%	85%
<i>Total aimants</i>	87	32
Puissance électrique cavité (kW)	332	378
Rendement des klystrons	50%	50%
<i>Total cavité</i>	664	756
Total général	751	783

tableau III-7 - Comparaison économique de DTL dont tous les aimants sont identiques (Linac 1) ou dont tous sont différents (Linac 2).

L'économie réalisée en termes d'exploitation électrique en utilisant un unique modèle d'aimants n'est donc que de 5% environ, ce qui n'est pas vraiment significatif compte tenu des approximations de cette étude. Mais les arguments en faveur du modèle d'aimant unique sont par ailleurs nombreux, ce qui n'est pas le cas pour l'option opposée:

- simplification de la conception;
- production en série des aimants;
- problème de la maintenance (modèle de rechange unique);

- linac plus court comportant moins de cellules.

Les arguments économiques en faveur d'un DTL comportant un modèle d'aimant unique se trouvent donc aussi bien au niveau des coûts d'investissement et d'entretien que de celui de l'exploitation.

En conséquence, ce DTL utilise un modèle unique de quadripôles.

III.4.2. Profil des cellules et dimensions

Les dimensions communes à toutes les cellules sont indiquées sur le tableau III-8.

Longueur physique du quadripôle	48 mm
Rayon du tube faisceau	6,5 mm
Diamètre des tiges support	33 mm
α minimum	4°
R_t	85 mm
R_i	2 mm
R_c	7 mm

tableau III-8: Dimensions générales retenues pour les cellules du DTL d'IPHI.

III.4.3. Loi de phase synchrone

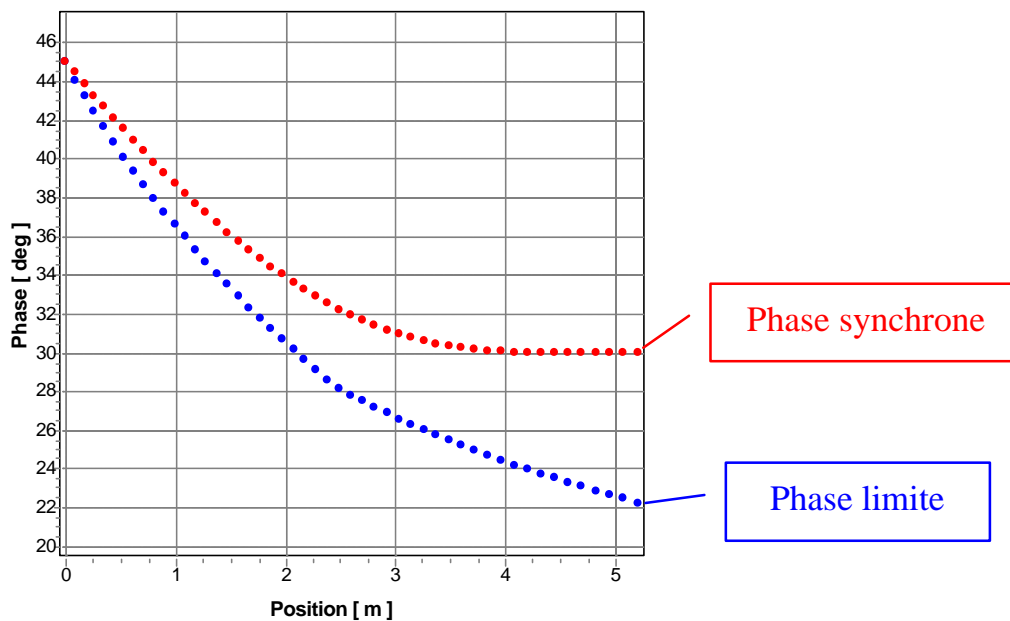


figure III-24 - Loi de phase synchrone choisie.

La phase synchrone (figure III-24) varie de -45° à -30° entre 5 et 9,7 MeV de manière à obtenir une grande acceptation longitudinale en début d'accélération. Les variations de phase synchrone sont obtenues en ajustant la longueur de chaque cellule. La phase limite est la phase qui correspond à une taille de paquet (bucket) inchangée, pour laquelle l'acceptation longitudinale resterait la même tout le long du DTL.

III.4.4. Champ accélérateur

III.4.4.1 Loi de champ

Le DTL d'IPHI a été conçu sur le modèle des RGDTL. La rampe de champ utilisée est présentée sur la figure III-25.

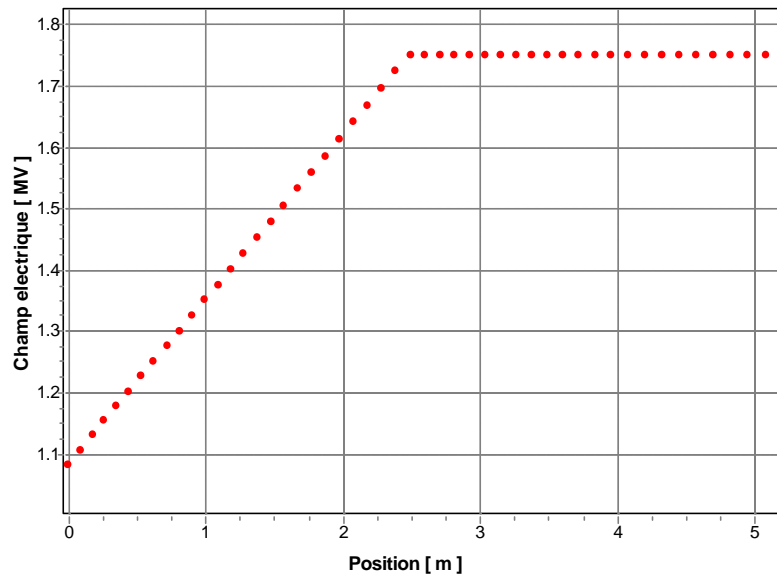


figure III-25 - Loi de champ accélérateur.

III.4.4.2 Obtention de la loi de champ

A la différence des premiers RGDTL, il est envisagé d'obtenir cette rampe de champ par construction [7], et non seulement au moyen des post-coupleurs. En effet, un désaccord local de la fréquence de résonance de la structure permet d'obtenir une loi de champ modulable en jouant sur l'amplitude de variation de la fréquence de résonance *individuelle* de chaque cellule, conformément à la loi [8]:

$$\frac{\Delta f(z)}{f_0} = \frac{1}{2} \left(\frac{I}{2p} \right)^2 \frac{V''(z)}{V(z)}$$

(où V est la tension dans l'espace accélérateur, et V'' sa dérivée seconde spatiale).

Cette option n'est pas incompatible avec la stabilisation par post-coupleurs. Au contraire, lorsque le gradient de champ est obtenu par ajustement des post-coupleurs, ceux-ci sont excités et absorbent une puissance non négligeable. Dans un DTL sans rampe de champ, les post-coupleurs ne sont excités que par les erreurs (mécaniques ou autres) qu'ils corrigent, et dissipent peu. Si la géométrie de la structure est optimisée pour donner une rampe de champ, et que les post-coupleurs sont également positionnés pour obtenir la même rampe de champ, la rampe et le désaccord en fréquence des cellules ne sont plus considérés comme des perturbations par les post-coupleurs; ceux-ci retrouvent donc un rôle purement stabilisateur, mais vers l'état d'équilibre constitué par la structure à rampe de champ; les pertes par dissipation Joule doivent être dans ce cas bien inférieures à un RGDTL où la loi de champ n'est obtenue qu'à l'aide des post-coupleurs. Dans le cas contraire, si seuls les post-coupleurs sont utilisés pour ajuster la rampe de champ, l'expérience montre qu'ils subissent des dépôts de puissance largement supérieurs à ceux des parois.

Pour obtenir un tel linac, la procédure présentée en III.3 doit être modifiée comme indiqué sur la figure III-26.

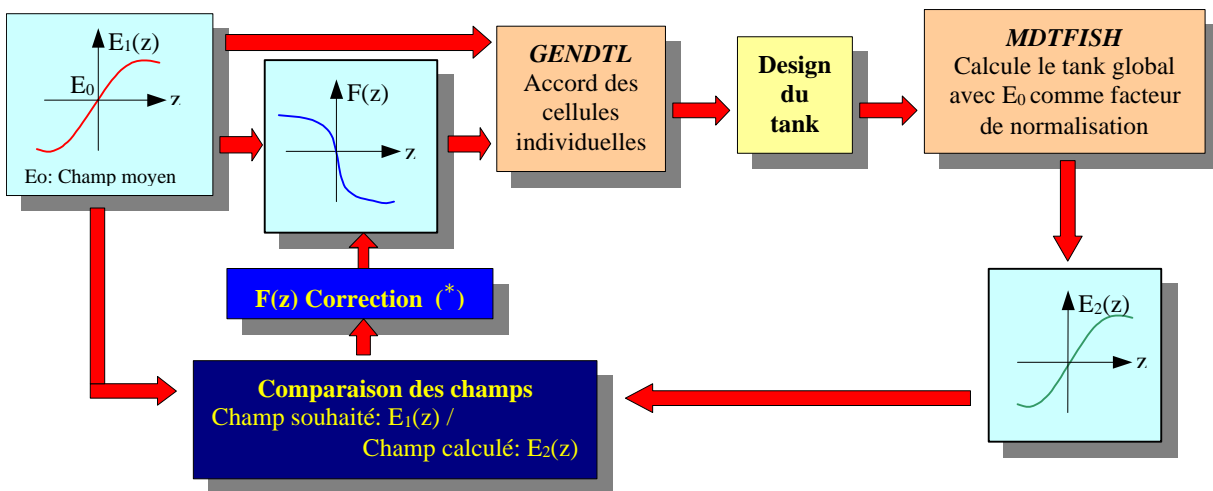


figure III-26 - Procédure de conception d'un RGDTL.

De la loi de champ souhaitée on déduit la loi de fréquence des cellules constitutives du linac. Connaissant les fréquences de résonance individuelles sur lesquelles accorder chaque cellule, il est possible de générer celles-ci en utilisant la procédure du paragraphe III.3. Les propriétés du linac sont ensuite obtenues à l'aide de *MDTFISH*, ce qui permet de comparer la loi de champ effectivement obtenue avec celle souhaitée et d'effectuer les ajustements nécessaires.

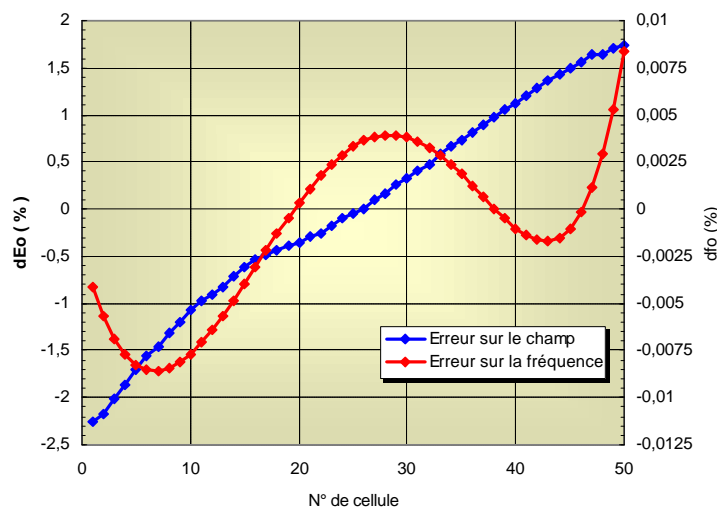


figure III-27 - Erreurs en champ et en fréquence pour le DTL d'IPHI par rapport aux valeurs recherchées.

Des calculs menés sur des enceintes de 20 cellules avec diverses lois de champ donnent d'excellents résultats (la différence entre les lois de champ souhaitées et obtenues après une seule itération sont toujours inférieures à 1%). Le nombre de cellules important du DTL d'IPHI a des contraintes en termes de mémoire informatique qui se répercutent sur les dimensions de maillage, et les résultats obtenus sont moins probants (figure III-27).

III.4.5. Caractéristiques générales

Le tableau III-9 résume les caractéristiques générales du DTL.

Nombre total de cellules	53
Puissance totale	999 kW
Puissance faisceau	693 kW
Rendement énergétique	69,4%
Impédance shunt moyenne*	38,9 MΩ/m
Champ crête maximum	0,88 Kp
Energie finale	11,95 MeV
Diamètre de l'enceinte	254,5 mm
Longueur de l'enceinte	5,7467 m

tableau III-9 - Caractéristiques générales du DTL.

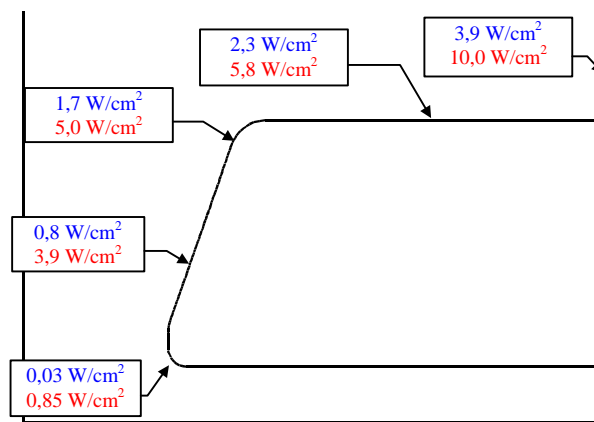
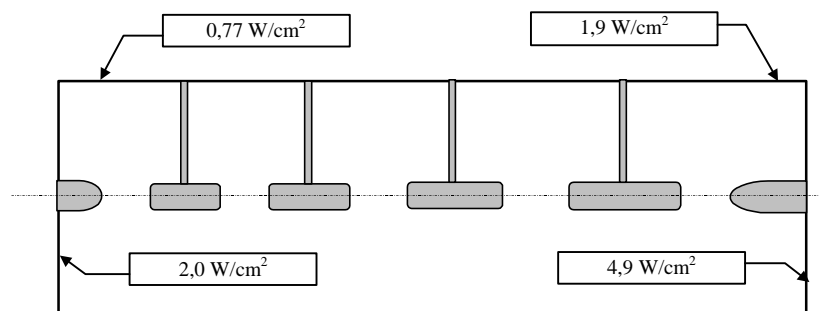


figure III-28 - Ci-dessus: densités de puissance sur le tube de glissement pour la première (en bleu) et la dernière (en rouge) cellule. Ci-dessous: densité de puissance sur les parois de l'enceinte aux deux extrémités.



Du fait de la rampe de champ, les pertes sont nettement plus importantes dans la partie haute énergie. La figure III-28 compare ces pertes pour la première et la dernière cellule.

Les zones recevant les dépôts de puissance surfaciques les plus importants sont les extrémités, les tiges support et les tubes de glissement, et plus particulièrement la jonction entre les tiges support et le corps des tubes de glissement.

La répartition des dépôts de puissance autour de la tige support n'est pas uniforme. Le maximum, indiqué sur la figure III-28 et seul obtenu par la simulation 2D *SUPERFISH*, n'est atteint que sur la partie du stem qui fait face à la tige support suivante. La variation autour de

* Après application de la minoration de 20%.

l'axe de la tige support est en $\sin^2 q$ (puisque le champ magnétique varie en $\sin q$), et le dépôt de puissance théorique à 90° du maximum est donc théoriquement nul.

III.4.6. Dynamique faisceau

III.4.6.1 Avances de phase

Les avances de phase par unité de longueur hors charge d'espace en entrée du DTL ont été choisies identiques à celles en sortie du RFQ dans le but de minimiser l'influence des variations de courant sur l'adaptation entre les deux structures (figure III-29).

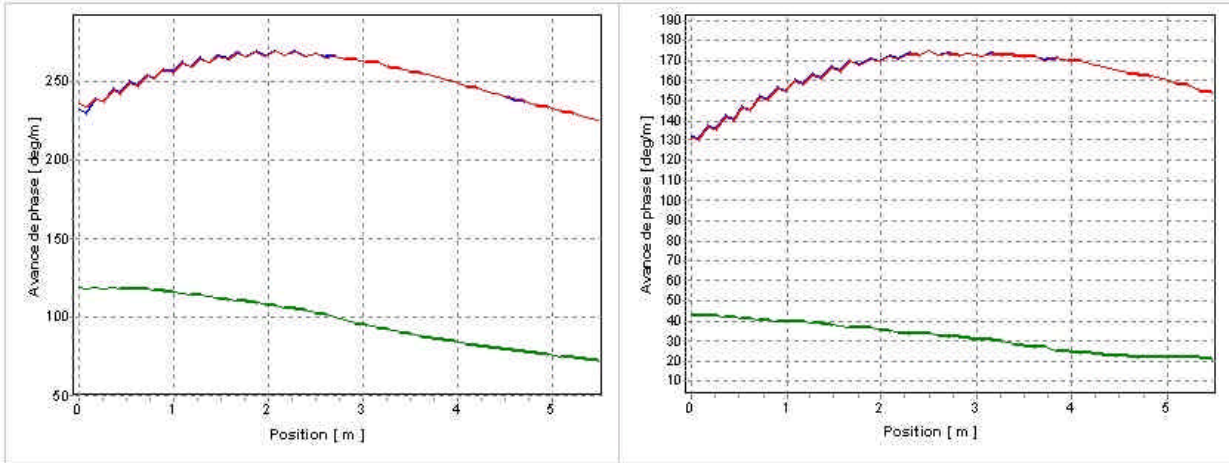


figure III-29 - Avances de phase (bleues: $x-x'$, rouges: $y-y'$, vertes: $z-z'$) par unité de longueur obtenues par calcul d'enveloppe; à gauche: hors charge d'espace; à droite: en charge d'espace (100 mA).

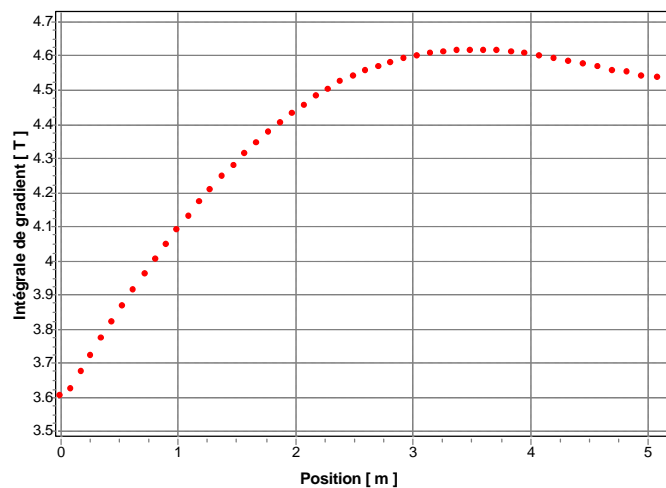


figure III-30 - Gradient intégré des 52 quadripôles du DTL d'IPHI.

L'avance de phase betatron conditionne le gradient des quadripôles, indiqué sur la figure III-30.

III.4.6.2 Evolutions transverses et longitudinale; taille de faisceau

Les calculs multiparticules effectués avec *PARMILA*, utilisant une distribution de sortie issue d'une section d'adaptation RFQ-DTL [6], utilisent 99 230 particules. Les résultats des calculs d'enveloppe et multiparticules sont présentés sur les figure III-31 et figure III-32.

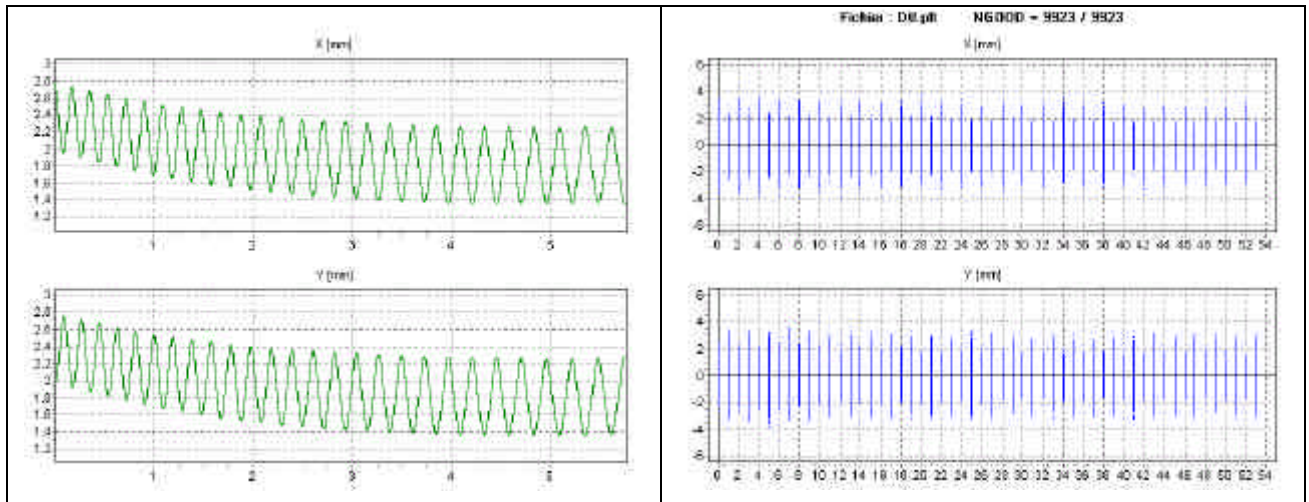


figure III-31 - Evolution transverse du faisceau; à gauche: demi-enveloppe (5xrms) obtenue par le code d'enveloppe; à droite: résultat PARMILA.

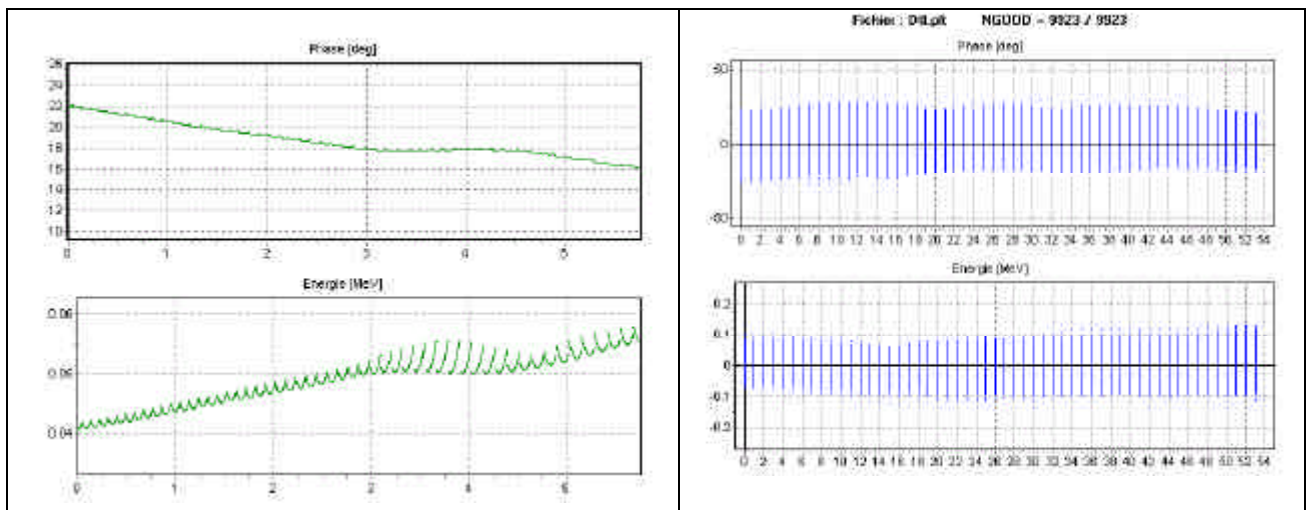


figure III-32 - Evolution longitudinale du faisceau; à gauche: demi-enveloppe (5xrms) obtenue par le code d'enveloppe; à droite: résultat PARMILA.

La taille de faisceau maximum obtenue sous *PARMILA* est de l'ordre de 8 mm; la taille 5xrms issue du code d'enveloppe est de 5,6 mm environ.

III.4.6.3 Caractéristiques de faisceau en entrée et en sortie du DTL

La distribution faisceau en sortie du DTL calculée par *PARMILA* est présentée sur la figure III-33.

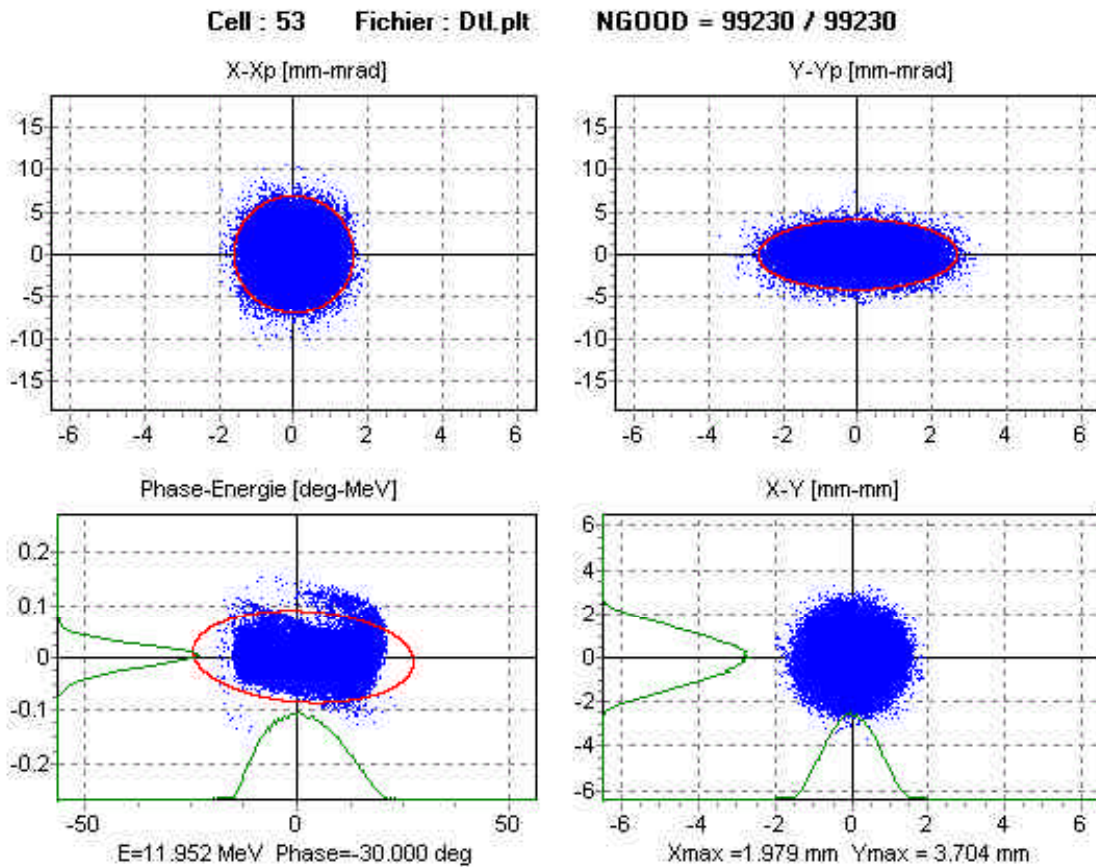


figure III-33 - Distributions transverses et longitudinale en sortie du DTL.

Le tableau III-10 synthétise les émittances normalisées en sortie de DTL données par PARMILA. Les résultats rms du calcul d'enveloppe sont semblables à moins de 1% près pour les espaces de phase transverses, et à un peu moins de 10% pour l'espace de phase longitudinal.

	rms		99%	
	Emittance	Grossissement	Emittance	Grossissement
Espace de phase x-x'	0,2522 π .mm.mrad	+0,4%	1,7701 π .mm.mrad	-0,2%
Espace de phase y-y'	0,2507 π .mm.mrad	-1,7%	1,7601 π .mm.mrad	-6,0%
Espace de phase longitudinal	0,1966 π .deg.MeV	+5,4%	2,2440 π .deg.MeV	+27,6%

tableau III-10 - Emittances et grossissement d'émittances en sortie du DTL.

La transmission est de 100% (hors considération d'erreurs).

III.4.7. Etude d'erreurs

Tous les résultats précédents proviennent de calculs dans lesquels l'hypothèse de base est que la structure est parfaite. Or il est bien évident qu'une telle structure est utopique. Il est absolument nécessaire, en conséquence, d'estimer l'effet des différentes erreurs, afin d'en déduire la part acceptable et de se fixer des tolérances.

Les erreurs sont de plusieurs ordres.

- ♦ Il y a tout d'abord les erreurs faisceau (décentrages par exemple). Elles sont inhérentes au caractère imparfait de la structure précédent le DTL (RFQ et section d'adaptation), et les

contraintes qui en découlent s'imposent à la structure précédente plus qu'au DTL lui-même. Elles ne seront donc pas présentées ici (voir référence [6] pour davantage de précisions).

- ◆ Les autres erreurs sont toutes plus ou moins liées à la géométrie de la machine. Elles concernent les quadripôles et le champ accélérateur et ont des implications sur les tolérances de construction et d'alignement du DTL.

Le but fondamental de ces études d'erreur est d'arriver à des pertes conformes au cahier des charges, soit moins de 6 μA pour le DTL (10^{-5} du faisceau par mètre).

Les études d'erreur demandent des temps de calcul importants, d'autant plus que les erreurs et plages d'erreur considérées sont nombreuses et larges. En conséquence, ces différents types d'erreurs sont découplés et leurs effets ne sont pas combinés. Ceci conduit à sous-estimer leurs effets: on ne peut, par exemple, se fixer comme tolérance d'alignement des quadripôles la valeur minimum évitant les pertes faisceau car cette même valeur, combinée, par exemple, avec un décentrage de faisceau en entrée de machine et un champ accélérateur s'éloignant de quelques pour-cents de la valeur nominale sur quelques cellules conduira inévitablement à des pertes faisceau. Dans l'idéal, il faudrait conduire une étude combinée de toutes ces erreurs. Dans la pratique, le nombre de combinaisons élevé rend, compte tenu de la puissance actuelle des ordinateurs, cette option encore inaccessible.

Des tolérances individuelles pour chaque type d'erreur sont donc établies puis des objectifs plus contraignants fixés quant à ces tolérances. La réalisation d'un prototype doit permettre d'estimer le caractère réaliste ou non de ces objectifs.

Les calculs d'erreur sont statistiques. Pour une limite ($n\%$) et un type (champs, gradient...) d'erreur donnés, X linacs, affectés d'erreurs aléatoires, relatives au type d'erreur étudié, choisies au hasard dans la limite, sont générés. Puis un calcul comprenant M macroparticules est effectué pour chacun de ces linacs. A l'issue de ces calculs, un certain nombre de macroparticules sont perdues. Les pertes pour un type et une limite d'erreur donnés sont donc de $1/(MX)$.

La répartition des erreurs est uniforme; en d'autres termes, pour une valeur d'erreur n , chaque cellule est affectée d'une erreur aléatoirement choisie entre 0 et $\pm n$. Par exemple, pour une erreur de 2% sur le champ, le champ de chaque cellule est affectée d'une erreur tirée au hasard avec des probabilités égales entre -2 et +2%.

Les calculs d'erreur ont été faits à l'aide du code *PARMILA*. Pour chaque valeur d'erreur étudiée, 100 linacs de 10 000 ou 100 000 macroparticules ont été calculés. Le nombre de calculs influe sur la précision de la statistique.

III.4.7.1 Erreurs sur le champ et la fréquence

Le premier type d'erreur qui nous intéresse concerne le champ accélérateur. L'erreur porte soit sur l'amplitude du champ moyen, soit sur sa phase. Les résultats de l'étude sont présentés sur la figure III-34.

Les causes de ce type d'erreur sont liées à la précision d'usinage et de positionnement du tube de glissement. Il convient de noter que, si l'aimant dans les tubes de glissement n'est pas lui-même positionné précisément, il sera *impossible* de respecter des tolérances strictes sur le positionnement de l'aimant et celui du tube de glissement satisfaisant à la fois aux conditions pour le champ magnétique de focalisation et le champ accélérateur.

Il convient de noter toutefois que l'amplitude du champ accélérateur moyen peut être ajustée par un autre moyen: les post-coupleurs. La tolérance qui devient dès lors critique est celle relative à la phase du champ accélérateur.

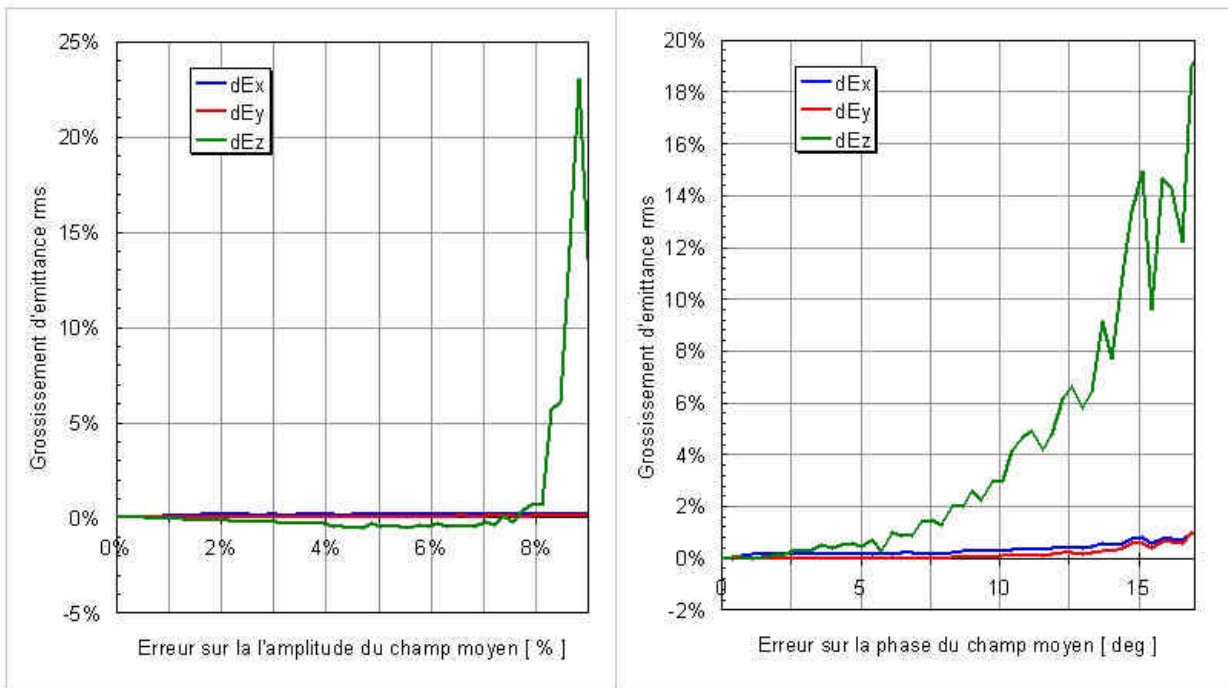


figure III-34 - Grossissement d'émission en fonction d'une erreur sur le champ accélérateur moyen; erreur en amplitude (à gauche) ou en phase (à droite).

Le même problème peut être vu sous une autre approche. Comme on l'a vu en 4.4.2, une erreur sur la fréquence de résonance locale modifie la loi de champ. Donc si une cellule ne possède pas les dimensions théoriques, sa fréquence va être affectée et la loi de champ également. Il est donc intéressant de s'intéresser à l'influence des différentes cotes sur la fréquence de résonance d'une cellule. La figure III-35 résume ces calculs pour la première cellule du DTL.

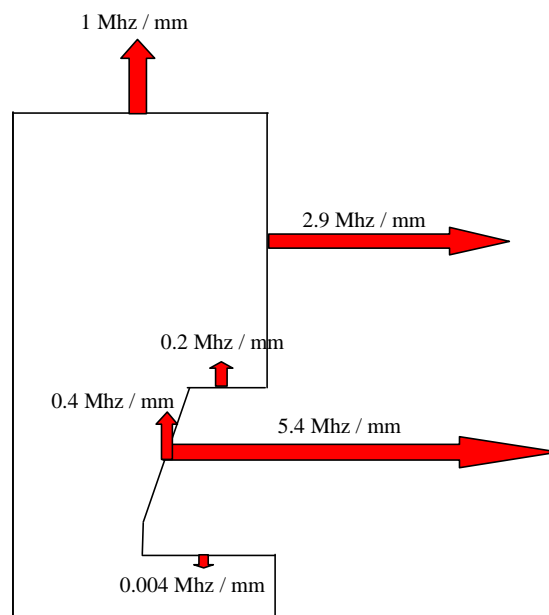


figure III-35 - Variation de la fréquence de résonance d'une cellule du DTL en fonction des erreurs dimensionnelles.

Les trois cotes les plus critiques pour l'obtention de la fréquence de résonance recherchée sont donc, dans l'ordre d'importance décroissante: la longueur de la cellule, le diamètre de la tige support, et le diamètre de l'enceinte (tableau III-11).

Cote	Tolérance nécessaire pour une précision de ± 100 kHz sur la fréquence de résonance	Précision sur la fréquence obtenue avec une précision de ± 50 μm .
Diamètre de l'enceinte	± 100 μm	± 50 kHz
Diamètre de la tige support	± 30 μm	± 145 kHz
Longueur de la cellule	± 15 μm	± 270 kHz
Diamètre du tube de glissement	± 500 μm	± 10 kHz

tableau III-11 - Tolérances sur les dimensions d'une cellule.

Il existe un moyen de corriger la fréquence de résonance: les tuners. En général cependant, il n'y a pas un tuner par cellule. Il s'agit donc de trouver un compromis entre la précision d'usinage et de réalisation mécanique de réalisation d'une part, et le nombre et l'amplitude de réglage des tuners d'autre part.

III.4.7.2 Erreurs sur les quadripôles

Si les erreurs relatives à la fréquence de résonance, au champ accélérateur et à sa phase influent essentiellement sur la dynamique longitudinale, engendrant surtout des grossissements d'émission et assez peu de pertes sous réserve de tolérances raisonnables, il est un autre type d'erreur dont les conséquences sont nettement plus sensibles: la précision sur les aimants.

Les erreurs sur les aimants sont elles mêmes de deux types: celles qui concernent champ et gradient, et celles relatives à l'alignement des quadripôles successifs.

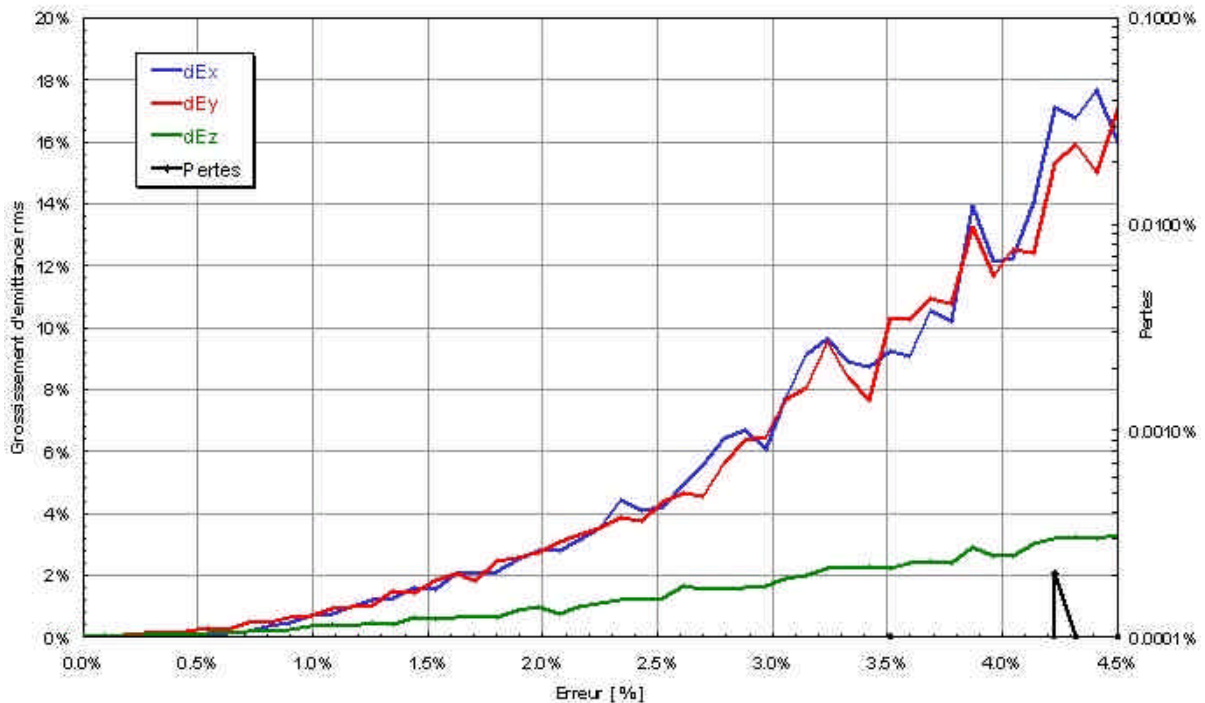


figure III-36 - Grossissement d'émission et pertes en fonction d'une erreur sur le gradient des quadripôles.

L'erreur sur les champs et gradients est elle-même de deux types: l'erreur sur la valeur absolue du gradient (figure III-36), et celle sur les champs parasites (harmoniques dipolaires et d'ordres supérieur). La première peut être compensée aisément pour des électroaimants (alors que sa valeur est cruciale pour des aimants permanents); la seconde a une influence relativement secondaire dans un linac où les phénomènes de résonance liés aux harmoniques sont infiniment moins sensibles que dans un anneau étant donné que chaque particule ne voit le défaut qu'une seule fois.

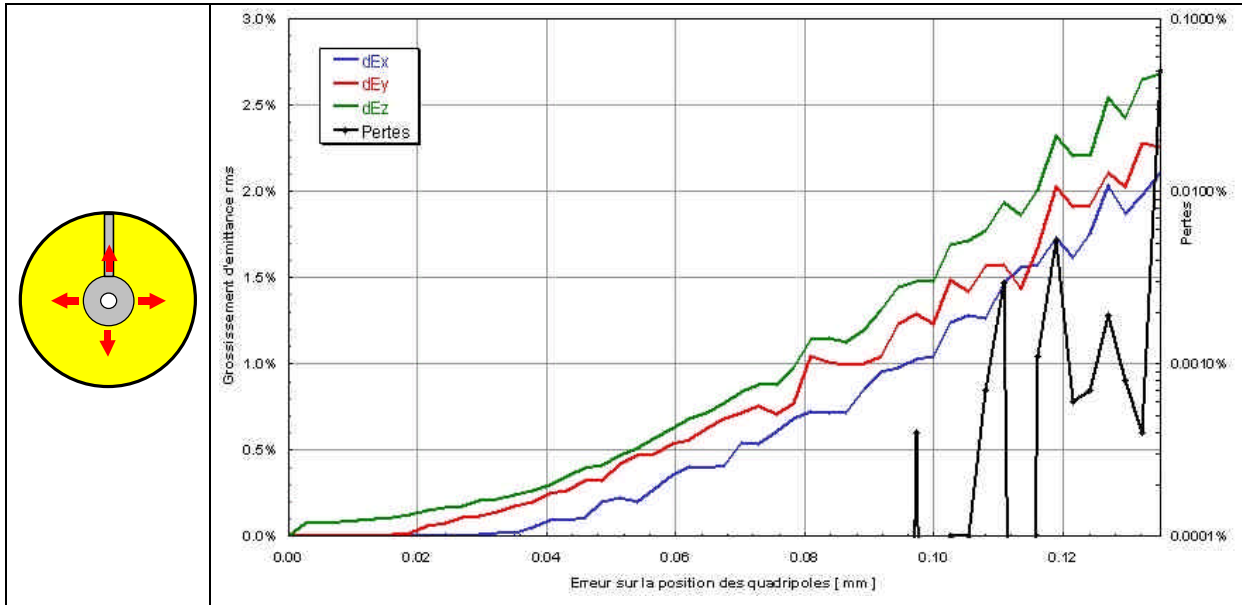


figure III-37 - Grossissement d'émission et pertes en fonction d'une erreur sur le positionnement des quadripôles dans le plan perpendiculaire à l'axe faisceau.

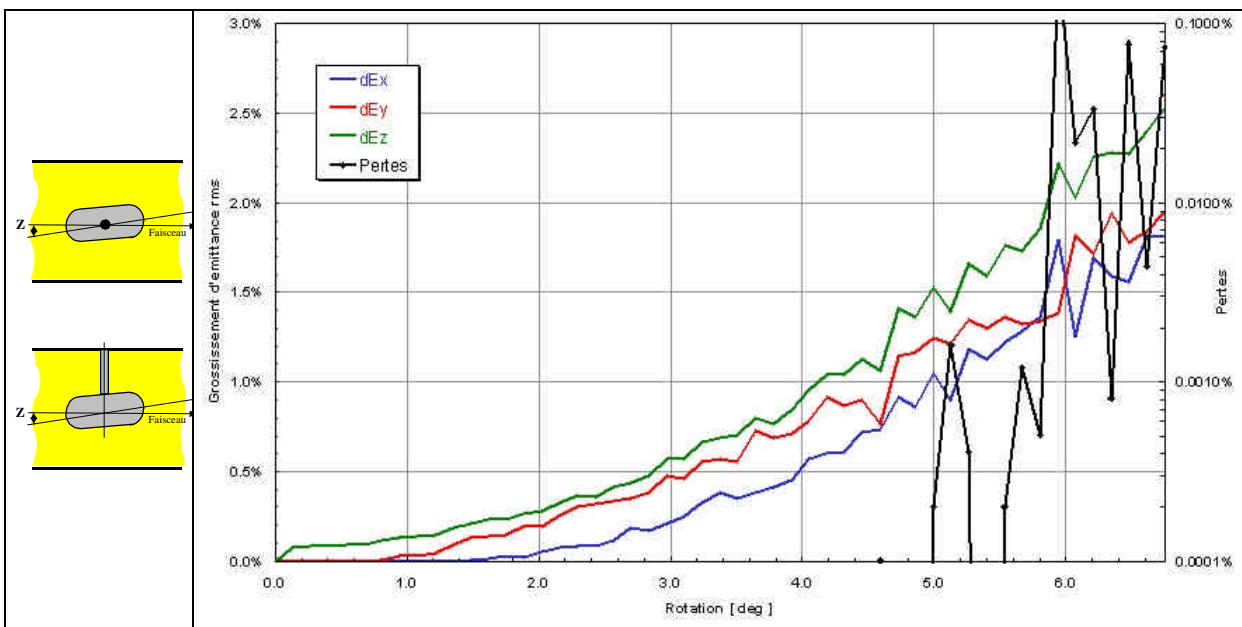


figure III-38 - Grossissement d'émission et pertes en fonction d'une erreur en rotation des quadripôles autour des axes perpendiculaire à l'axe faisceau.

Les erreurs sur le positionnement des quadripôles (problème de l'alignement) sont plus problématiques. Les possibilités de correction sont limitées à des réglages mécaniques de

positionnement du tube de glissement, sachant que les erreurs de positionnement relatif entre l'aimant et le tube de glissement qu'il habite sont irrécupérables. On peut également concevoir un linac dans lequel la précision de l'alignement est obtenue par construction, sans réglage. Par ailleurs, si le positionnement des aimants dans les tubes de glissement est inadéquat, tout déplacement de tube de glissement visant à recentrer l'aimant détériorera le champ accélérateur, sa phase et la fréquence de résonance. On voit donc bien l'importance que revêt un positionnement précis de l'aimant au sein de l'ensemble tige support + tube de glissement.

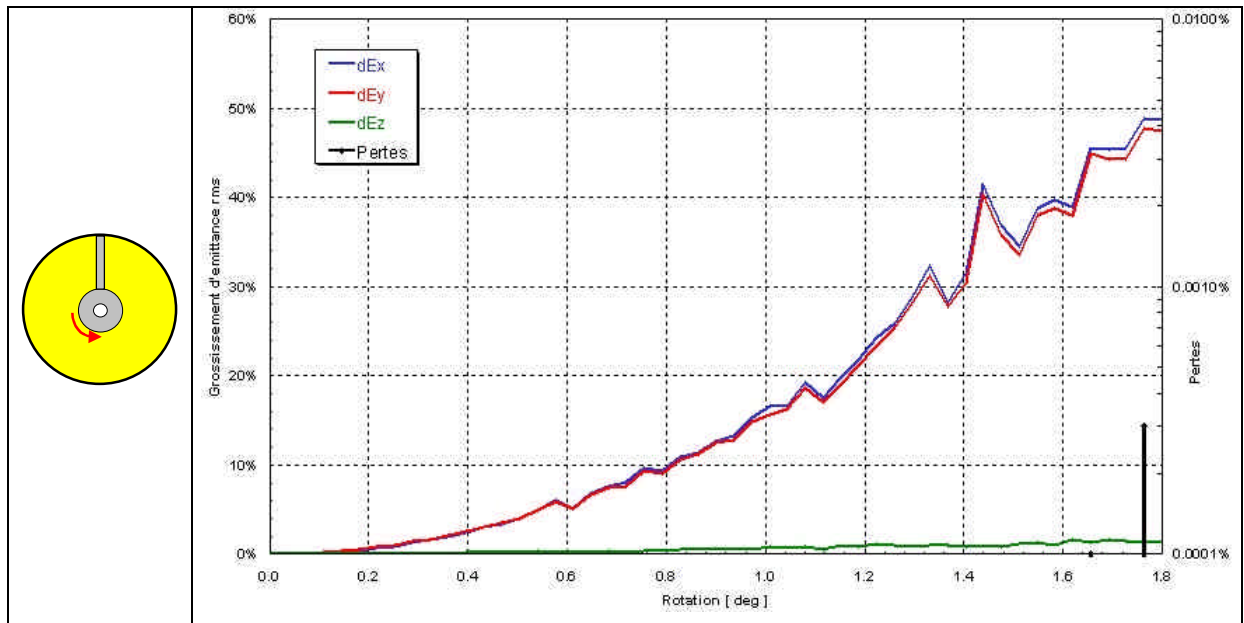


figure III-39 - Grossissement d'émission et pertes en fonction d'une erreur en rotation des quadripôles autour de l'axe faisceau (quadripôle tourné).

Concrètement, les défauts de positionnement considérés sont de trois types: déplacement de l'aimant dans le plan perpendiculaire à l'axe faisceau (sans rotation), rotation autour des axes perpendiculaires à l'axe faisceau, et rotation autour de l'axe faisceau (effet de "quadripôle tourné"). Ce dernier effet est particulièrement pervers dans la mesure où rien ne peut venir le corriger. Les effets de ces défauts sont présentés sur les figure III-37, figure III-38 et figure III-39.

Ces figures sont relatives aux erreurs *individuelles*, c'est-à-dire propre à chaque défaut considéré isolément. Cumulées, leurs effets s'additionnent et il convient d'en tenir compte afin d'obtenir les tolérances recherchées. Les tolérances obtenues pour ces erreurs cumulées sont présentées sur le tableau III-12.

Type d'erreur	Précision imposée
Position transverse	$\pm 50 \mu\text{m}$
Rotation	$\pm 2,4^\circ$
Quadripôle tourné	$\pm 0,25^\circ$
Gradient intégré	$\pm 0,5\%$

tableau III-12 - Tolérances d'alignement des quadripôles issues des calculs d'erreur.

Ces valeurs de précisions peuvent être affinées. En particulier, resserrer une tolérance "facile" à respecter permet de relâcher une autre, plus difficile à obtenir.

III.4.7.3 Tolérances

Ces études d'erreur permettent donc d'obtenir une base pour fixer les tolérances d'usinage, d'assemblage et d'alignement des éléments constitutifs du DTL.

Les tolérances du tableau III-12 s'appliquent à l'alignement magnétique des aimants. Celles du tableau III-6 permettent d'obtenir les tolérances sur les usinages de forme et les assemblages mécaniques des cellules. Il convient d'insister à nouveau sur le fait que le positionnement relatif de l'aimant et du tube de glissement fait l'objet de tolérances qui relèvent plutôt du tableau III-11; en effet, un alignement magnétique permettra d'obtenir que les quadripôles soient alignés mais s'ils ne sont pas placés convenablement dans le tube de glissement, les formes extérieures de celui-ci auront beau être parfaites, l'alignement mécanique sera rompu.

L'ordre de grandeur de ces tolérances mécaniques reste à fixer. Il dépend fortement de la capacité de réglage offerte par des tuners. Si l'on considère que ceux-ci ont une action purement "volumique" (c'est-à-dire en négligeant toute capacitance qu'ils peuvent induire dans la cavité, ce qui est légitime compte tenu du fait que ces tuners sont situés sur la périphérie de l'enceinte et donc loin des tubes de glissement), on peut estimer la variation de fréquence qu'ils sont à même d'apporter*. Une variation de 1 mm sur le diamètre de l'enceinte correspond à une variation de 70 cm^3 sur le volume de la première cellule. Ceci correspond à l'enfoncement de 6 cm d'un piston de 4 cm de diamètre. En conséquence, l'ordre de grandeur de la correction qu'il est possible d'attendre de tuners, pour la première cellule, est de quelques centaines de kHz. Dans les faits, ce type de tuners est néanmoins réservé à un accord en fréquence fin, les réglages les plus importants provenant des post-coupleurs [10]. En se basant sur une précision de 500 kHz, on peut par exemple exiger une précision de 20 μm sur la longueur du tube de glissement (100 kHz), 30 μm sur le diamètre de la tige support (100 kHz), et 0,6 mm sur le diamètre de l'enceinte (300 kHz).

Il existe une alternative à des accumulations de tolérances aussi strictes: celle qui consiste à agir sur le faisceau; en d'autres termes, il s'agit de corriger les conséquences des erreurs plutôt que d'essayer de supprimer à tout prix la cause de ces erreurs. Ce n'est pas le choix qui est effectué pour ce DTL. La problématique est différente, puisqu'il s'agit alors d'essayer d'insérer des diagnostics (moniteurs de position) et des déviateurs (dipôles) en plus des quadripôles dans les tubes de glissement.

Il convient d'insister en dernier lieu sur l'importance cruciale d'une dimension: celle du tube faisceau. En effet, cette cote n'a guère d'importance dans sa précision, mais sa valeur absolue est fondamentale dans la mesure où elle conditionne toutes les autres tolérances. Plus ce tube faisceau est grand, et plus les pertes de faisceau statistiques sont faibles, ce qui permet de relâcher toutes les tolérances. Or, comme cette cote est conditionnée par la capacité des quadripôles à fournir le gradient requis, on mesure bien l'importance que revêt la conception de ceux-ci.

III.5 Implications de cette conception

Il convient de s'interroger sur la faisabilité, ou tout au moins sur les défis, d'une telle cavité. Certains aspects, comme le champ Kilpatrick, sont bien en deçà des possibilités actuelles. D'autres comme les gradients requis pour les quadripôles, les tolérances d'alignement ou la charge thermique imposée, en particulier sur les tubes de glissement, sont nettement plus

* A condition de considérer une zone où la quantité d'énergie stockée est comparable. Pour des tuners situés à la périphérie de l'enceinte, il convient de considérer des variations de volume dans cette même zone; par exemple, on peut ramener cette variation de volume à un changement de diamètre de l'enceinte. Il ne faut pas attendre de ce calcul autre chose qu'un ordre de grandeur.

contraignants. De même, la faisabilité de toutes ces tolérances n'est manifestement pas la même.

Afin de répondre à cette question, il est donc décidé de procéder à la réalisation d'un prototype. Sauf à réaliser un prototype grandeur réelle qui aurait tout d'une machine définitive, il faut cependant se focaliser sur certains problèmes tout en repoussant à plus tard l'étude des autres. Si l'on construit un prototype court, comme l'ont fait les Japonais de JAERI [9], on a la possibilité de tester dans des conditions opératoires (en puissance) les choix retenus. Seuls les aspects purement HF (stabilité du champ, influence des post-coupleurs, couplage, etc...) sont alors peu représentatifs.

III.6 Résumé

Au cours de ce chapitre, nous avons décrit le processus de conception et d'optimisation d'un DTL destiné à l'accélération de forts courants de protons. Nous avons décrit la conception issue de cette optimisation, qui constitue une base d'étude pour un futur DTL de 10 MeV environ, et nous avons étudié ses implications sur la réalisation. Le problème des erreurs et de leurs implications en termes de tolérances sur les différents éléments du DTL (aimants, tube de glissement, enceinte) en termes d'alignement et de réalisation a été pris en compte. Afin de vérifier la faisabilité de cette conception, il a été décidé de procéder à la réalisation d'un prototype court destiné à être testé en puissance, qui doit permettre de plus d'évaluer les potentialités d'amélioration.

La conception de ce prototype fait l'objet du chapitre suivant.

Références pour le chapitre III

- [1] P. Lapostolle, "Introduction à la théorie des accélérateurs linéaires", rapport CERN 87-09, Genève, 1987.
- [2] D.J. Liska & L.B. Dauelsberg, "**A drift-tube linac incorporating a ramped accelerating field**", Proceedings of the 1987 Particle Accelerator Conference, pp. 1797-1799.
- [3] J.H. Billen, "**Analysis of measured post-coupler fields in a ramped-gradient drift-tube linac**", Proceedings of the 1988 Linear Accelerator Conference, pp. 131-133.
- [4] R. Duperrier, N. Pichoff, D. Uriot, "**CEA Saclay codes review for high intensities linacs computations**", International Conference on Computational Science, Amsterdam 2002.
- [5] J.H. Billen & al., "**A new RF structure for intermediate-velocity particles**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerator Conference, pp. 341-345.
- [6] D. Uriot, "**DTL du projet IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 99/20 du 25 février 1999.
- [7] D. Uriot, N. Pichoff & P.-E. Bernaudin, "**Design of a ramped-gradient drift-tube linac**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 2000/69 du 12 décembre 2000.
- [8] P. Balleyguier, "**Obtention de la loi de tension le long du RFQ d'IPHI**", Rapport CEA réf. B3/DIF/DPTA/SP2A n°54/99 du 24 mars 1999.
- [9] N. Ito & al., "**Fabrication and tests of the DTL hot model in the R&D works for the Basic Technology Accelerator (BTA) in JAERI**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerator Conference, pp. 119-121.
- [10] Jens Peters, "**RF-tuning of the Hera Linac 3 Alvarez structures**", Proceedings of the 1988 Linear Accelerator Conference, pp. 170-172.

Chapitre IV.

Conception d'un prototype de DTL court

IV.1 Introduction

IV.1.1. Objectifs du prototype

Comme on l'a vu au chapitre précédent, la maquette du DTL d'IPHI a pour but premier de valider des choix technologiques destinés au DTL final. Il s'agit de concevoir:

- une enceinte et des tubes de glissement aux dimensions requises et avec les tolérances déterminées au chapitre précédent pour garder les pertes faisceau en dessous du seuil spécifié, dont le refroidissement soit compatible avec les charges thermiques calculées, et
- des quadripôles capables de fournir le gradient nécessaire tout en assurant leur refroidissement et leur positionnement de manière à respecter les tolérances d'alignement.

La technologie et les méthodes de fabrication des tubes de glissement et de l'enceinte doivent être transposables à une machine de 6 mètres. Enfin, tous les choix conceptuels et technologiques effectués doivent être compatibles avec la technologie ultravide et l'alignement des quadripôles, même si la mise au point du procédé d'alignement magnétique lui-même dépasse le cadre de cette thèse. La possibilité d'obtenir les tolérances requises, que ce soit lors de la réalisation des pièces mécaniques ou de l'alignement des quadripôles, doit être vérifiée.

La technologie HF (post-coupleurs, couplage) n'est pas testée par ce prototype. En effet, les résultats obtenus pour un prototype de quelques dizaines de centimètres et quelques kilowatts ne sont pas transposables directement à une machine de 6 mètres et 1 MW, que ce soit en matière de couplage de puissance ou de stabilité du champ accélérateur (la stabilité décroissant, rappelons-le, avec le carré de la longueur de la cavité). En revanche, afin que le test thermique soit significatif, il est nécessaire de soumettre l'enceinte aux champs HF et dépôts de puissance nominaux. De même, il n'est pas prévu de faire circuler de faisceau dans cette maquette.

Les problèmes conceptuels rencontrés lors de la conception et de la réalisation, et les résultats des tests effectués doivent permettre d'améliorer le DTL présenté au chapitre précédent et d'évoluer vers un modèle final dont la faisabilité soit assurée.

IV.1.2. Les principales difficultés

Le premier problème à résoudre concerne les aimants. Il s'agit de concevoir et de réaliser des quadripôles possédant le gradient requis, avec une ouverture faisceau la plus grande possible, un diamètre extérieur le plus petit possible, et une longueur limitée.

Le deuxième problème consiste à concevoir et à réaliser un tube de glissement capable d'abriter cet aimant, de permettre son positionnement dans les tolérances requises dans des dimensions respectant les tolérances, et dont le refroidissement soit suffisant compte tenu de la charge thermique imposée.

Le troisième problème réside dans la réalisation d'une enceinte supportant les tubes de glissement, elle aussi suffisamment refroidie, stable en fonctionnement, respectant les tolérances imposées pour l'obtention des champs nominaux et l'alignement des quadripôles.

Les réponses attendues du prototype, outre la faisabilité, sont liées aux possibilités d'amélioration: peut-on travailler avec un champ accélérateur, et donc une charge thermique, plus forte ? Est-il possible d'augmenter le diamètre interne des tubes de glissement afin d'augmenter la marge de sécurité ? Quelles sont les tolérances les plus critiques ? Existe-t-il des problèmes spécifiques non aperçus lors de la conception ?

IV.1.3. Composition du prototype

L'objectif final étant d'obtenir une conception applicable à la machine, le prototype* se doit d'en reprendre les caractéristiques.

Le choix s'est porté sur une structure à quatre cellules. Pour des considérations évidentes de coût, le prototype se doit d'être court, mais il se doit néanmoins d'être assez long pour être significatif. Quatre cellules impliquent trois tubes de glissement entiers, donc la possibilité de tester des ensembles aimant + tube de glissement différents. De plus, sur les quatre cellules, deux sont des cellules d'extrémité, forcément particulières car dissymétriques (une paroi métallique d'un côté et pas de l'autre); les deux autres sont des cellules conventionnelles. De ce point de vue, quatre cellules apparaît comme le minimum permettant des résultats transposables de manière significative à une machine complète.

Toutefois, les quatre cellules du DTL sont symétriques (aux parois des extrémités près) et les dimensions extérieures des tubes de glissement sont identiques (tableau IV-13). Le but n'est pas uniquement de simplifier de la conception.

Diamètre interne	13 mm
Diamètre externe	170 mm
Diamètre de tige support	33 mm
Longueur	61,76 mm
Pente α	4,21°

tableau IV-13 - dimensions des tubes de glissement de la maquette.

En effet, on a choisi au chapitre précédent de construire un unique modèle d'aimant pour tous les tubes de glissement. Ce choix pose une contrainte supplémentaire: le quadripôle imposant le champ le plus élevé n'est pas le premier (voir figure III-30); mais tous ayant la même taille, le premier quadripôle doit forcément être capable lui aussi de délivrer ce gradient maximum. En conséquence, seule la première cellule est construite dans la maquette, en quatre exemplaires.

* Les termes de maquette et prototype (court) utilisés dans cette thèse désignent le même objet, dont la description fait l'objet de ce chapitre.

Ainsi on peut comparer des conceptions différentes pour le premier tube de glissement, le plus critique car le plus petit.

Par ailleurs, afin de pouvoir étudier les problèmes liés aux dépôts de puissance maxima, qui sont situés en fin de DTL où les champs sont plus élevés, les cellules seront soumises à un champ nominal moyen de 1,75 MV/m correspondant au champ accélérateur des dernières cellules du DTL, comme vu au chapitre précédent.

La maquette de DTL (figure IV-40) se compose donc d'une enceinte formant cavité et assurant l'étanchéité au vide, fermée à ses deux extrémités par des capots (ou flasques) supportant chacun un demi tube de glissement mais pas de tige support*, de trois tubes de glissement suspendus dans l'enceinte, de mêmes dimensions externes, équipés d'aimants quadripolaires et de diagnostics, d'une grille et d'un bloc de pompage, d'une entrée HF, d'un système de refroidissement et de divers diagnostics.

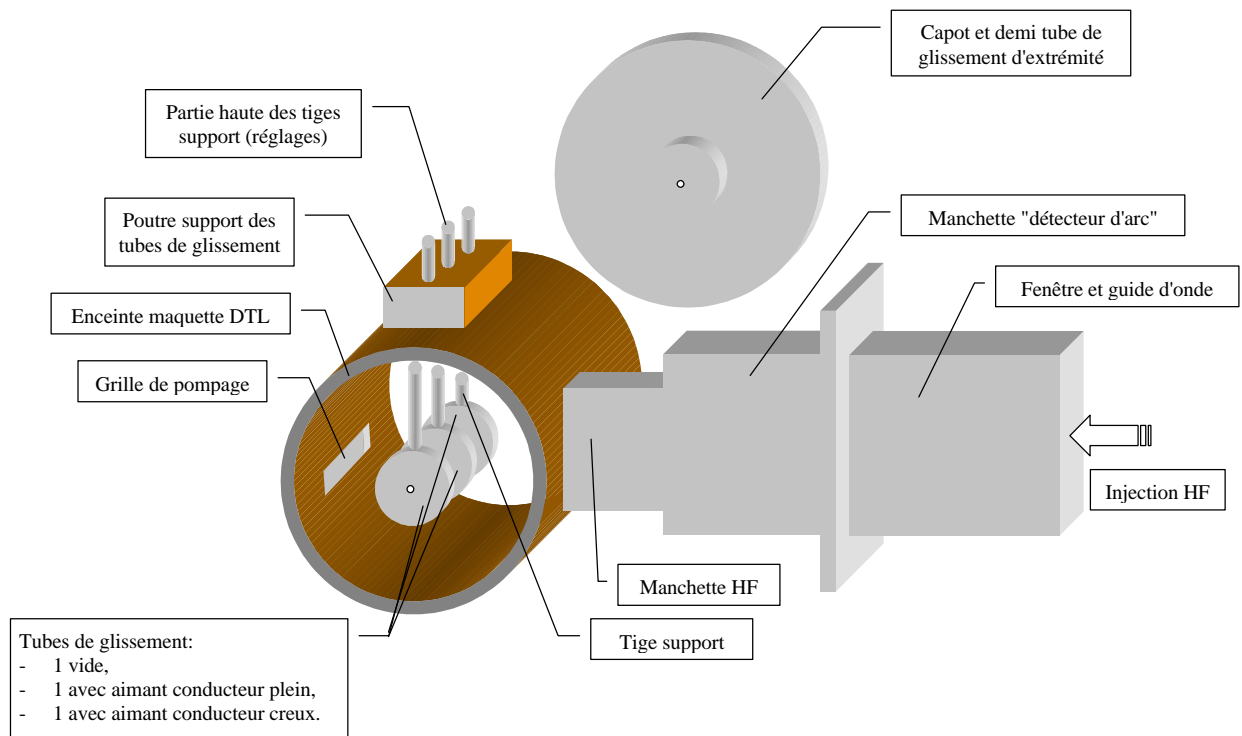


figure IV-40 - Composition de la maquette DTL.

En revanche, cette maquette ne comporte pas de post-coupleur ni de dispositifs d'accord dynamique en fréquence (tuners). De même, le couplage de puissance ne fait pas l'objet d'une étude élaborée dans la mesure où la puissance à injecter (40 kW) n'est pas comparable avec celle de la machine complète (1 MW).

Se basant sur ces choix, une maquette résonant à 352 MHz a été conçue en utilisant *SUPERFISH*. Le résultat a permis d'obtenir les dimensions figurant dans le tableau IV-13 ainsi que le diamètre de l'enceinte [1]. Les résultats détaillés de la simulation figurent en annexe de ce chapitre.

* Il est théoriquement préférable que, pour des raisons de symétrie, les capots d'extrémité soient également munis de demi-stems par ailleurs inutiles [2], mais il a été décidé de ne pas les mettre sur la maquette afin de pouvoir par la suite vérifier l'importance de leur absence ou présence.

Le présent chapitre décrit les différents éléments constituant la maquette et les choix conceptuels associés. Par souci de clarté, il est divisé en trois grands sous-ensembles se rapportant au trois principales entités de la maquette: les aimants, les tubes de glissement et l'enceinte. Si cet ordre suit grossièrement l'ordre chronologique de la conception, il est artificiel d'effectuer un découpage aussi net dans la mesure où la conception nécessite des allers-retours entre ces différents éléments. Ceci est plus particulièrement prononcé dans le cas des aimants et des tubes de glissement. Un sous-chapitre final traite spécifiquement du vide.

IV.2 Conception des quadripôles

IV.2.1. Introduction

On l'a vu, la conception de l'aimant est un point crucial pour tout le DTL. Il s'agit de concevoir un aimant unique, capable de s'insérer dans n'importe lequel des tubes de glissements, tout en délivrant le gradient (intégré) demandé.

Les objectifs de l'optimisation portent sur la minimisation de l'ouverture et de la puissance électrique, et sur la minimisation des harmoniques parasites.

IV.2.2. Généralités

Depuis le milieu des années 1950, la focalisation des particules dans les DTL se fait au moyen d'aimants quadripolaires insérés dans les tubes de glissement. Sur le plan théorique, ces aimants sont strictement identiques à ceux utilisés dans tous les autres accélérateurs; la différence majeure réside dans les contraintes liées à leurs dimensions.

Dans un aimant quadripolaire supposé parfait et infiniment long (figure IV-41), le champ ne possède que des composantes transverses B_x et B_y (perpendiculaires à l'axe faisceau théorique), et il est nul sur l'axe faisceau z . Les équipotentielles étant des hyperboles (centrées sur l'axe z), les pôles doivent avoir également un profil hyperbolique. Dans le cas contraire, le champ perd en homogénéité et les harmoniques parasites deviennent importantes.

Les quantités caractérisant un quadripôle et intéressantes du point de vue du transport des particules sont la longueur magnétique, le gradient et la force (ou gradient intégré).

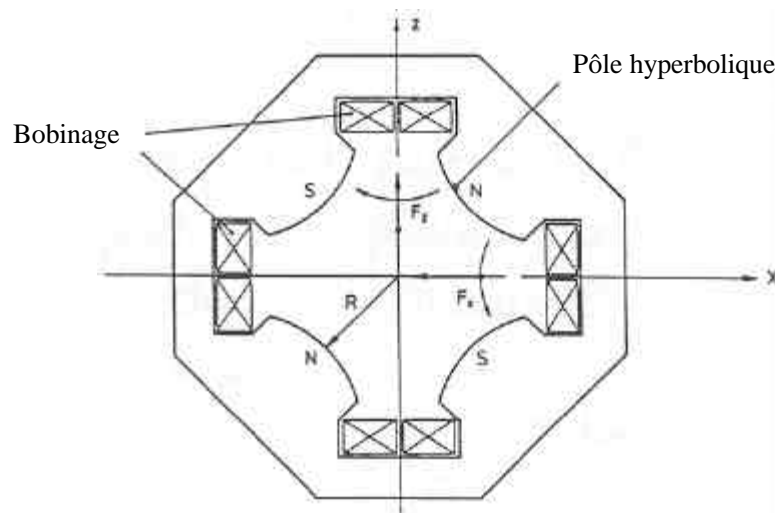


figure IV-41 - Coupe transverse d'un électroaimant quadripolaire [3].

La définition du gradient repose, en toute rigueur, sur la décomposition harmonique du champ magnétique transverse, soit, en tenant compte des symétries:

$$\Phi = \sum A_n' \times r^n \times \sin nq$$

d'où:

$$B_r = \frac{\mathcal{F}}{r} = \sum A_n \times r^{n-1} \times \sin nq$$

Pour un hypothétique quadripôle parfait, ce développement se résume au seul terme d'ordre 2:

$$B_r = A_2 \times r \times \sin 2q$$

soit une variation linéaire en r. Le gradient est défini, pour un quadripôle, comme étant ce coefficient A_2 . Les autres coefficients (termes en $r^4, r^6, r^8 \dots$) caractérisent les imperfections multipolaires du quadripôle, liées aux erreurs mécaniques de réalisation ou tout simplement à ses dimensions finies (longueur finie, mais aussi troncature des pôles hyperboliques).

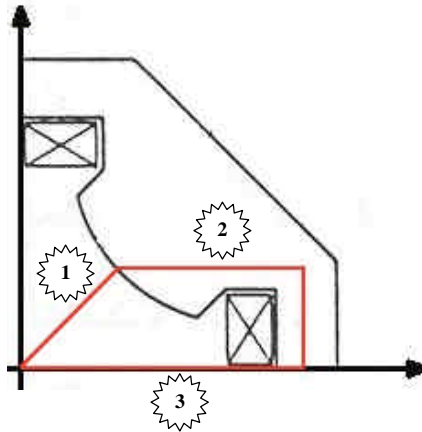


figure IV-42 - Quart de quadripôle et chemin d'intégration.

Le gradient intégré du quadripôle est égal au gradient (transverse) intégré sur la longueur du quadripôle. Le rapport gradient intégré sur gradient donne donc la longueur magnétique, qui diffère de la longueur physique du fait du champ de fuite.

Le gradient et le nombre d'Ampères-tours des bobines d'excitation sont liés par le théorème d'Ampère, appliqué sur le circuit rouge de la figure IV-42:

$$NI = \oint H dl = \int_1 H(r) dr + \int_2 \vec{H}_{fer} \cdot \vec{dl} + \int_3 \vec{H} \cdot \vec{dl}$$

Parcours 1: terme de gradient:

$$H(r) = \frac{G}{m_0} r$$

où G est le gradient.

Parcours 2: terme de saturation:

$$H = \frac{B_{fer}}{m_r m_0}$$

Parcours 3: terme nul (\vec{H} et \vec{l} perpendiculaires).

Si l'on peut négliger le terme de saturation, le gradient vaut donc simplement:

$$G = \frac{2\mu_0 NI}{R^2}$$

Dans la pratique, le terme de saturation n'est pas nul. Ceci est d'autant plus vrai lorsque l'excitation est importante, puisque la perméabilité μ_r des matériaux magnétiques diminue lorsque l'excitation augmente.

IV.2.3. Quadripôles pour tubes de glissement

Jusqu'à la fin des années 1970, les aimants quadripolaires se composaient systématiquement d'une culasse en fer doux (ou tout autre matériau magnétique) excitée par un bobinage électrique (électroaimant). Les dimensions minima de ces aimants nécessaires à l'obtention de la force de focalisation nécessaire pour des protons de basse énergie étaient le principal facteur limitant la fréquence d'utilisation de la structure Alvarez à 250-350 MHz.

La fin des années 1970 a vu des progrès spectaculaires en matière d'aimants permanents; en particulier, les alliages samarium-cobalt et fer-bore-néodyme ont permis d'atteindre avec un volume de matériau réduit des gradients plus importants, ouvrant la voie à des DTL résonant entre 400 et 500 MHz.

Néanmoins, les aimants permanents ne sont pas exempts de défaut. En particulier, en cas de désaimantation, un aimant permanent inséré dans un tube de glissement ne peut être réparé qu'en ouvrant celui-ci. Or les propriétés des aimants permanents sont relativement sensibles aux rayonnements ionisants. Dans un accélérateur à fort courant, et même si la limitation des pertes faisceau est un objectif majeur, cet argument est non négligeable.

Un autre argument, peut-être plus important, est le fait que la force d'un aimant permanent, une fois celui-ci enfermé dans son tube de glissement, est fixée une bonne fois pour toute*. Hors il peut être nécessaire d'ajuster la force des quadripôles pour s'adapter à des particules de rapports masse sur charge différents ou, dans le cas des linacs de forte intensité, aux variations de courant. Les électroaimants offrent de ce point de vue une souplesse incomparable. Le réglage de la force des aimants est également important pour faciliter le respect de la tolérance imposée sur le gradient (cf. III.4.7.2).

Tous ces arguments plaident en faveur d'aimants dont la force soit ajustable; pour IPHI, la balance entre les arguments ci-dessus a conduit au choix d'électroaimants.

La conception du circuit magnétique des quadripôles est présentée au paragraphe IV.2.4, celle du bobinage en IV.2.5 et les problèmes de tolérance sont détaillés dans le paragraphe IV.2.7.

IV.2.4. Conception du circuit magnétique

IV.2.4.1 Etudes préliminaires

La conception des quadripôles passe par deux phases successives: l'optimisation du circuit magnétique, qui vise à obtenir le gradient demandé avec une ouverture la plus grande possible et un courant NI le plus faible possible, puis l'optimisation du bobinage en termes d'encombrement, de minimisation de puissance électrique et d'efficacité de refroidissement. Il va sans dire que cette optimisation nécessite des aller-retours entre ces deux phases.

Toutes les simulations magnétiques ont été réalisées en trois dimensions avec le code *Opera3D* et son module de magnétostatique *TOSCA*, considérés comme l'état de l'art en la

* Ceci n'est pas tout à fait exact; il existe des aimants permanents dont le gradient peut être ajusté dans une certaine plage. Leur culasse est constituée de fer et d'aimants permanents, dont la rotation permet d'ajuster le gradient dans un rapport de 1,5 à 3 [4-5].

matière. Une série de programmes *Opera3D* exploitant les résultats des calculs *TOSCA* permettent d'obtenir les informations non fournies directement par le module *Post-Processor*, en particulier les coefficients harmoniques des ordres successifs et l'homogénéité du champ. Dans toutes les études présentées, le profil hyperbolique de l'extrémité des aimants a été modélisé par un profil à 11 pentes, qui constitue une bonne approximation de l'hyperbole idéale [6].

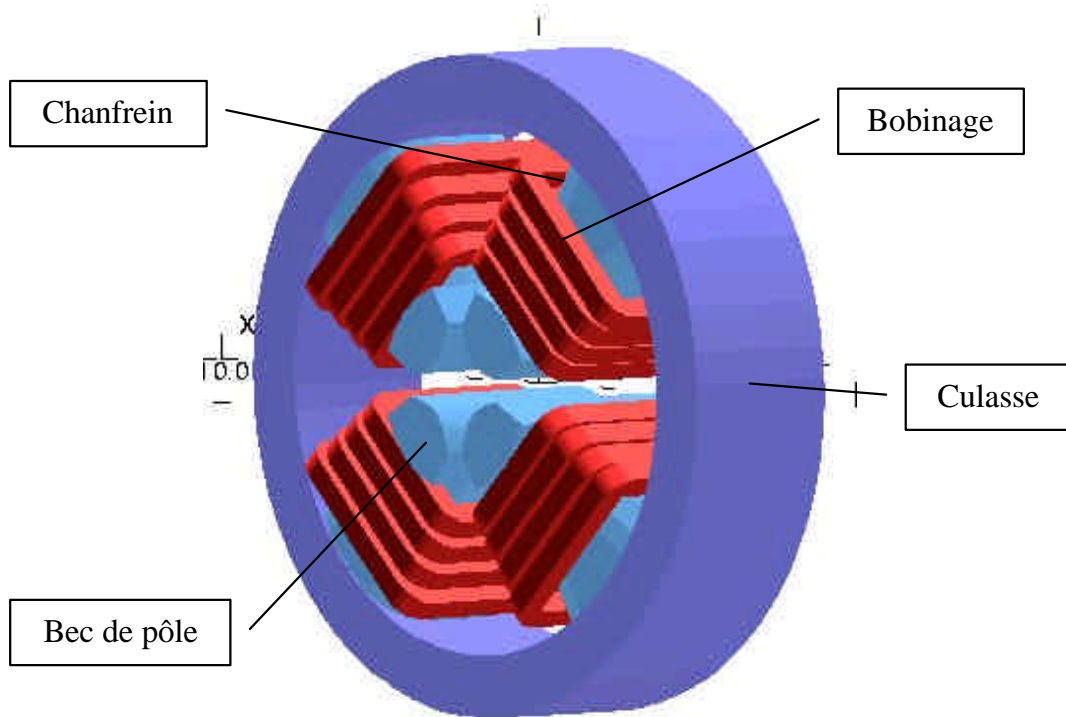


figure IV-43 - Vue sous OPERA-3D d'une demi longueur de quadripôle.

La valeur du gradient intégré est imposée par la dynamique du faisceau (figure III-30). Elle dépend fortement de la nature du faisceau en sortie du RFQ, et plus particulièrement de l'avance de phase betatron. Les spécifications du RFQ ayant plusieurs fois évolué, les gradients requis ont également varié. La longueur et le diamètre interne sont déterminés par le DTL optimisé au Chapitre III, en tenant compte d'épaisseurs de paroi minima (2 mm en l'occurrence pour les parois externes, et 1,5 pour le tube faisceau). Le diamètre extérieur est un objectif fixé, toute augmentation ayant une influence négative sur l'impédance shunt du DTL. Les valeurs utilisées pour établir le cahier des charges de l'aimant sont indiquées sur le tableau IV-14.

Dans la mesure où la dimension pertinente en termes de dynamique faisceau est la longueur *magnétique* de l'aimant, qui diffère de sa longueur physique du fait des champs de fuite, le quadripôle est conçu non pour fournir un gradient transverse, mais un gradient transverse intégré sur la longueur magnétique du quadripôle. Les deux sont évidemment liés, mais la nuance est d'importance, comme on va le voir plus loin.

<i>Gradient intégré</i>	<i>Longueur maximum</i>	<i>diamètre externe maximum</i>	<i>diamètre interne minimum</i>	<i>Homogénéité</i>
4,70 T	48 mm	140 mm	16 mm	0,5% sur 13 mm

tableau IV-14 - Cahier des charge sommaire du quadripôle destiné au DTL d'IPHI.

L'homogénéité demandée sur le champ magnétique transverse est simplement donnée par la tolérance sur le gradient. Cette homogénéité tient compte des harmoniques parasites d'ordre supérieur.

De précédents travaux [6] sur le circuit magnétique de ce quadripôle ont permis d'établir une solide base de départ.

Tout d'abord, un profil de pôle visant à minimiser leur saturation tout en laissant un espace conséquent pour le bobinage a été défini. Ensuite, il a été établi que l'utilisation d'un profil polaire à trois pentes permet de renforcer le champ, mais au détriment de l'homogénéité, ce qui a conduit à l'abandon de cette option.

Plus important, le concept tridimensionnel de "becs de pôle" a été introduit. Ces becs de pôles (figure IV-43) prolongent le pôle sous le bobinage, une zone généralement non utilisée. Le gain apporté par ces excroissances est double: les becs de pôle permettent d'augmenter la longueur magnétique, et, dans une moindre mesure, de diminuer la saturation à l'extrémité du pôle. Du fait que la saturation à mi pôle n'est pas affectée, on observe une chute du gradient transverse (le flux se répartissant sur toute la longueur de ces extrémités de pôle allongées) mais une forte augmentation du gradient intégré, comme indiqué sur le tableau IV-15 pour une conception préliminaire. L'espace réservé au bobinage n'est pas affecté. En revanche, comme on le verra au chapitre précédent, la réalisation est plus complexe.

	Ampères-tours	Gradient [T/m]	Force [T]	Longueur magnétique [mm]
sans becs de pôle	3055	100	4,47	44,7
avec becs de pôle	3055	86	4,79	55,7

tableau IV-15 - Influence des becs de pôle sur la force et le gradient du quadripôle.

Suite à ces travaux préliminaires, une première itération avec les aspects technologiques s'impose: quelle est la faisabilité d'un tel aimant et de son bobinage ? Son refroidissement est-il concevable ?

Cette itération livre des informations intéressantes. Tout d'abord, cette première conception ne tient pas compte du fait qu'un pôle doit avoir des arêtes arrondies, et non pas à angle droit, en raison du rayon de courbure des conducteurs qui doit être égal à 2 ou 2,5 fois sa dimension transverse. D'autre part, le bobinage est rendu difficile par les becs de pôle. Il a été envisagé de fixer ceux-ci après bobinage, mais plusieurs arguments ont conduit à rejeter cette solution; le plus pertinent est certainement le fait qu'une telle opération dans une zone aussi sensible conduit inéluctablement à une dégradation des propriétés du champ se manifestant par l'apparition d'harmoniques, liée à la discontinuité du pôle et aux problèmes de positionnement précis de ces becs rapportés. En revanche, les valeurs de courant sont raisonnables compte tenu des sections de conducteurs possibles.

Le problème du bobinage sera abordé plus loin; il impose néanmoins de réfléchir à une version d'aimant sans becs de pôle.

Afin de contourner l'obstacle lié au nécessaire arrondi des pôles, deux solutions ont été identifiées. Soit on bobine en collant le conducteur uniquement sur deux faces du pôle, et sur les deux autres faces le conducteur n'est pas appliqué contre le pôle, ce qui permet de recréer artificiellement la courbure des pôles (dans ce cas, les conducteurs sont maintenus en place par des cales). Dans cette configuration, le nombre de conducteurs par pôle est nécessairement réduit: lorsqu'on descend vers l'axe du quadripôle, les conducteurs des pôles voisins finissent par se toucher. Les faces sur lesquelles le conducteur est collé sont nécessairement les faces situées dans le plan perpendiculaire à l'axe du faisceau, en raison du peu de place disponible dans cette zone entre les pôles et les parois du tube de glissement. Soit les pôles sont effectivement arrondis, et la perte de matériau magnétique induite affecte les propriétés de l'aimant (augmentation de la saturation et donc réduction du gradient).

Compte tenu de ces contraintes, l'optimisation de l'aimant porte sur plusieurs modèles: avec ou sans bec de pôles, avec ou sans arrondi. Les paramètres d'optimisation portent

essentiellement sur le diamètre externe, le nombre d'ampères-tours, les dimensions du bec de pôle et de la culasse, et le matériau, le diamètre interne étant fixé à 16 mm.

Le choix des matériaux magnétiques est un problème important, particulièrement lorsque les dimensions sont limitées et le gradient demandé fort.

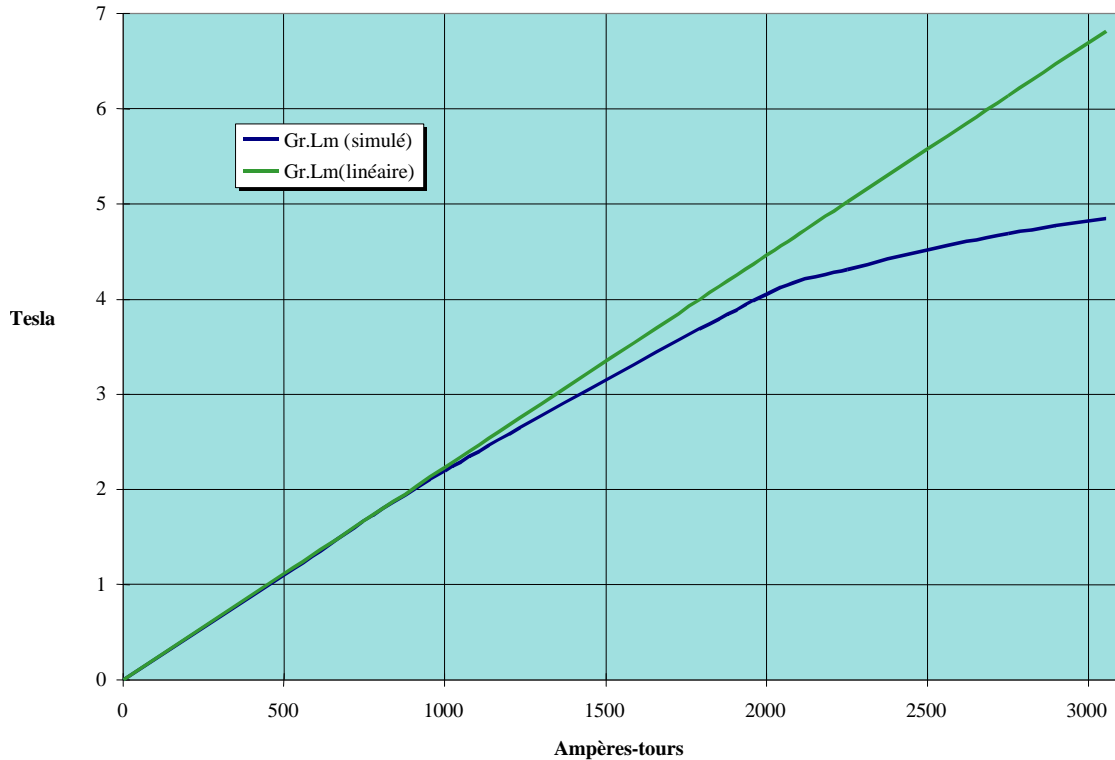


figure IV-44 - Saturation de l'aimant du DTL (en bleu) [6].

En effet, dans l'équation d'Ampère, nous avons, afin d'obtenir le lien entre le gradient et l'excitation des bobines, négligé le terme lié au champ dans le fer, ou terme de saturation, considérant que le matériau conservait une perméabilité μ_r forte et linéaire quelle que soit l'induction magnétique. Or, au-delà d'un certain champ, ceci n'est plus vrai. C'est le cas des aimants de dimensions réduites et de forts champs, comme ceux qui nous intéressent ici (figure IV-44). Au-delà d'un certain courant d'excitation dans les bobines, les pôles saturent, la perméabilité s'effondre, et le terme de saturation devient non négligeable.

Le matériau possédant la plus haute limite de saturation connue est le Permendur (pour "Permeability endures"). C'est un alliage fer-cobalt-vanadium (Fe 49%, Co 49%, V 2%), dont les qualités magnétiques sont bien supérieures à celles du fer aux excitations considérées (figure IV-45), à condition de subir au préalable le traitement thermique adéquat [7-8]. Cet alliage a déjà été utilisé à plusieurs reprises pour des aimants du même type.

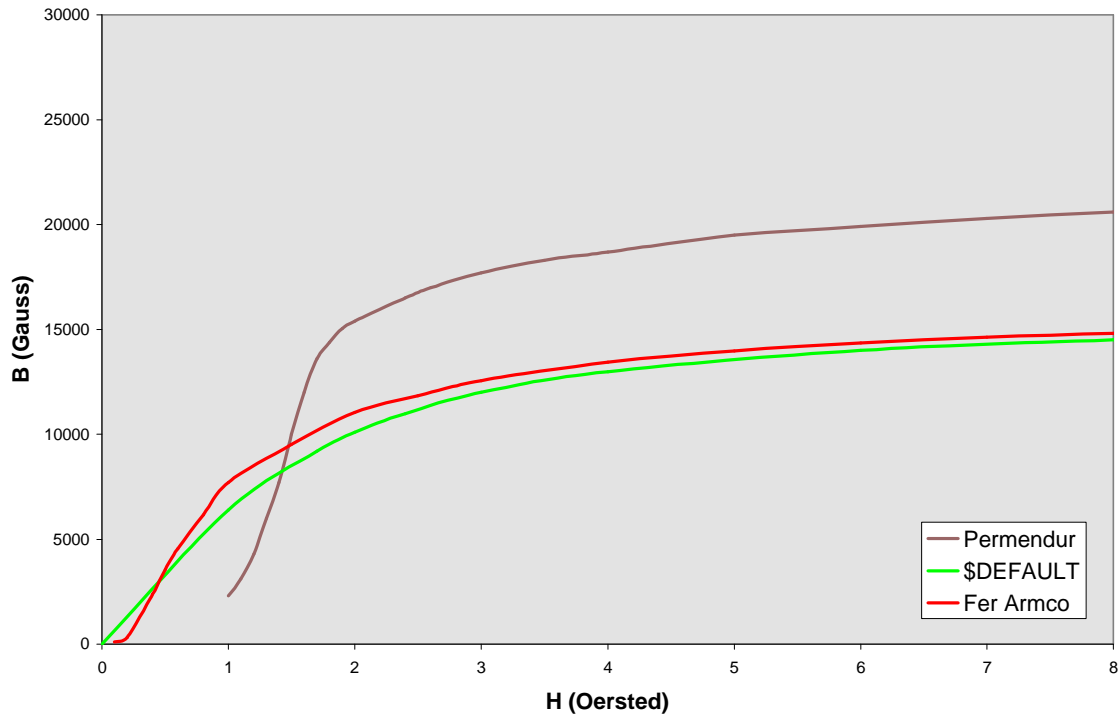


figure IV-45 - Propriétés magnétiques des matériaux utilisés dans les simulations (\$DEFAULT est le matériau standard représentatif du fer dans OPERA)

Les pôles constituent la partie fondamentale du quadripôle; ce sont eux qui produisent le gradient en canalisant le flux magnétique. Aussi, il est important qu'ils comprennent le plus de matière magnétique possible, qui sature le moins possible. Du point de vue magnétique, il est donc préférable d'utiliser du Permendur plutôt que du fer doux type ARMCO; mais il faut prendre en compte les considérations mécaniques (le Permendur est un alliage cassant dont l'usinage est réputé difficile) et de coût.

La culasse a pour rôle de refermer le circuit magnétique; à ce titre, elle est également sujette à saturation. La choix du matériau magnétique à utiliser — fer ou Permendur — se pose également pour elle. De même son épaisseur est sujette à optimisation.

IV.2.4.2 Présentation des conceptions

Parmi l'ensemble des quadripôles simulés [9], deux modèles ont été retenus pour réalisation.

IV.2.4.2.1 Quadripôle à conducteur creux

Le premier modèle de quadripôle est le plus conventionnel (figure IV-46). Il conserve l'essentiel des caractéristiques de l'étude précédente: becs de pôle, profil des pôles. Les pôles sont arrondis pour permettre le bobinage des conducteurs ($R=10$ mm), et la perte en matériel magnétique induite est compensée par l'utilisation de Permendur et le passage du diamètre externe à 140 mm (au lieu de 124 mm).

L'épaisseur de la culasse est également optimisée pour éviter les effets de saturation dans cette zone, tout en libérant le maximum d'espace pour le bobinage. La culasse, initialement prévue pour s'étendre en longueur parallèlement aux becs de pôles, possède finalement la même longueur que les pôles eux-mêmes pour des raisons liées à la géométrie du tube de glissement.

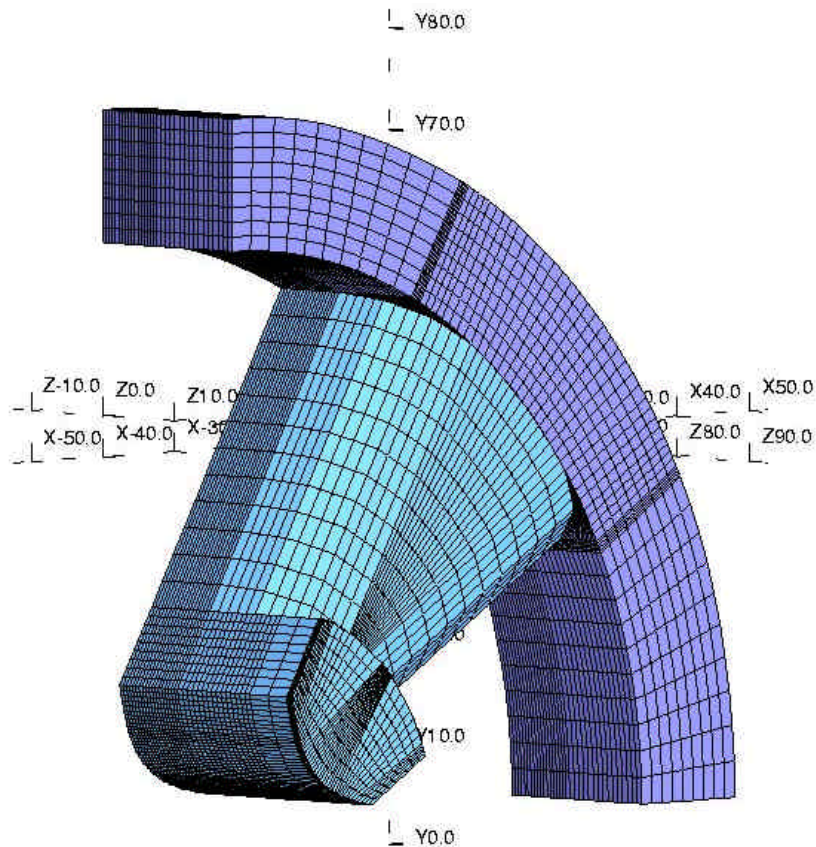


figure IV-46 - Vue sous OPERA3D d'un huitième du quadripôle à conducteur creux. L'arrondi des pôles est simulé sous OPERA par un chanfrein à 3 pentes.

La figure IV-47 donne la valeur du module de l'induction magnétique $|\vec{B}|$ dans une coupe médiane de l'aimant et en surface. Bien entendu, les valeurs maxima sont atteintes sur les arêtes, mais, plus intéressant, on peut observer l'influence des becs de pôles par la chute de l'induction magnétique en extrémité de pôle. Par ailleurs, on s'aperçoit que sa valeur dans la culasse est suffisamment importante pour que la saturation y soit prise en compte également.

La figure IV-48 indique l'homogénéité de la composante quadripolaire par rapport au champ total sur la section de l'aimant. Cette homogénéité H est définie comme suit:

$$H = \frac{\left| \int_{-L/2}^{+L/2} A_2 \cdot r \cdot \sin 2q \cdot dl - \sum \int_{-L/2}^{+L/2} A_n \cdot r^{n-1} \times \sin nq \cdot dl \right|}{\int_{-L/2}^{+L/2} A_2 \cdot r \cdot \sin 2q \cdot dl}$$

où L est la longueur magnétique. Physiquement, il s'agit de l'écart entre le champ quadripolaire et le champ total rapporté au seul champ quadripolaire, toutes valeurs intégrées sur la longueur de l'aimant. C'est donc une cartographie dans le plan transverse des défauts multipolaires de l'aimant.

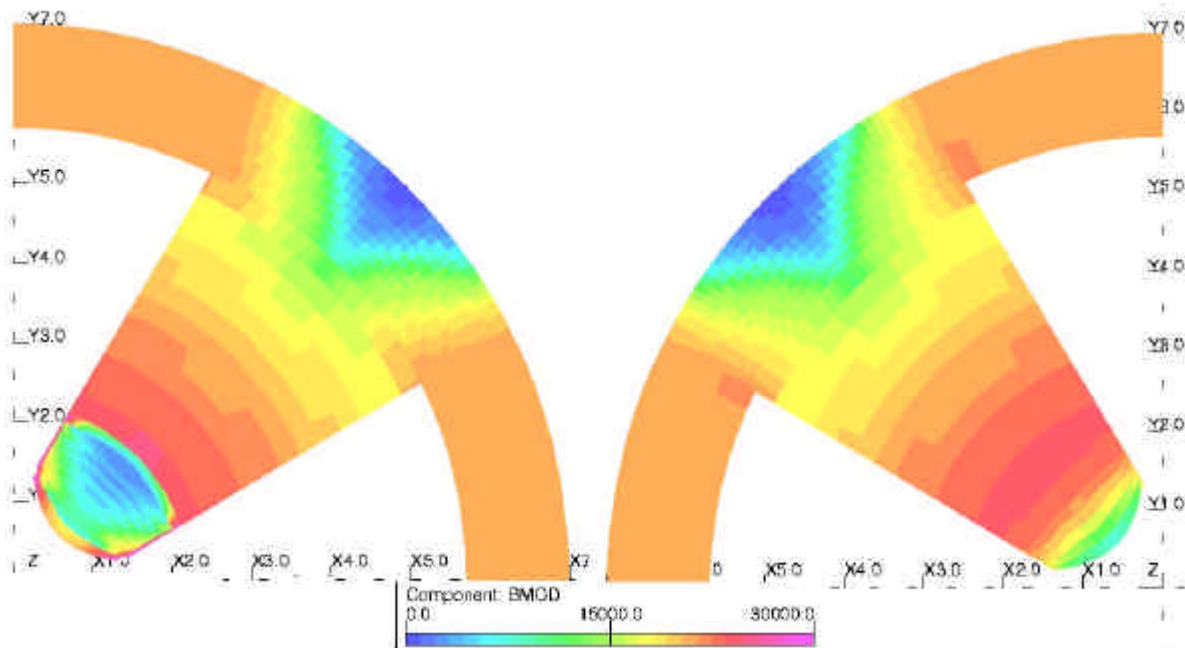


figure IV-47 - Saturation dans le pôle et la culasse. A droite: induction magnétique en surface de l'aimant; à gauche: coupe médiane. L'induction magnétique (module de \vec{B}) est exprimée en Gauss.

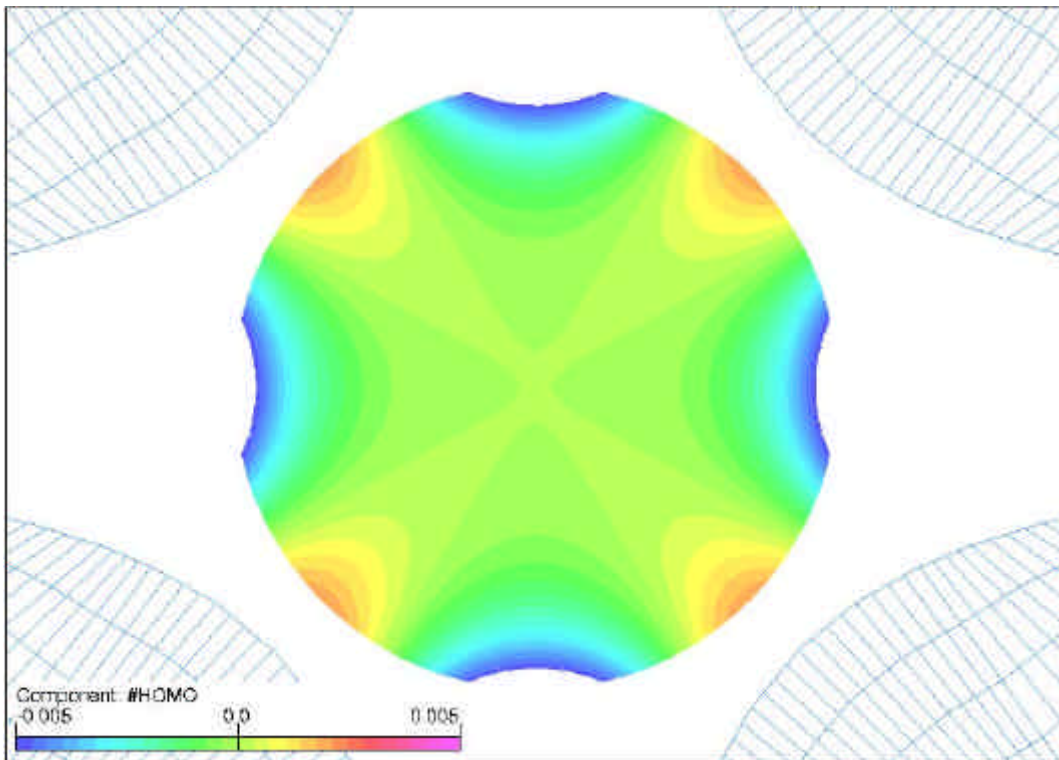


figure IV-48 - Homogénéité du gradient intégré dans une coupe transverse.

La figure IV-48 présente cette valeur sur la zone utile (13 mm de diamètre). On s'aperçoit que, dans cette zone, la somme des perturbations harmoniques reste inférieure à la tolérance de

0,5% imposée sur le gradient, sauf dans une mince bande située sur les axes à proximité du tube faisceau.

La répartition de ces coefficients harmoniques est indiquée sur la figure IV-49. Bien entendu, la famille du quadripôle (octupôle, dodécapôle, 20 pôles...) est seule représentée, les composantes les plus importantes étant le dodécapôle et le 20 pôles.

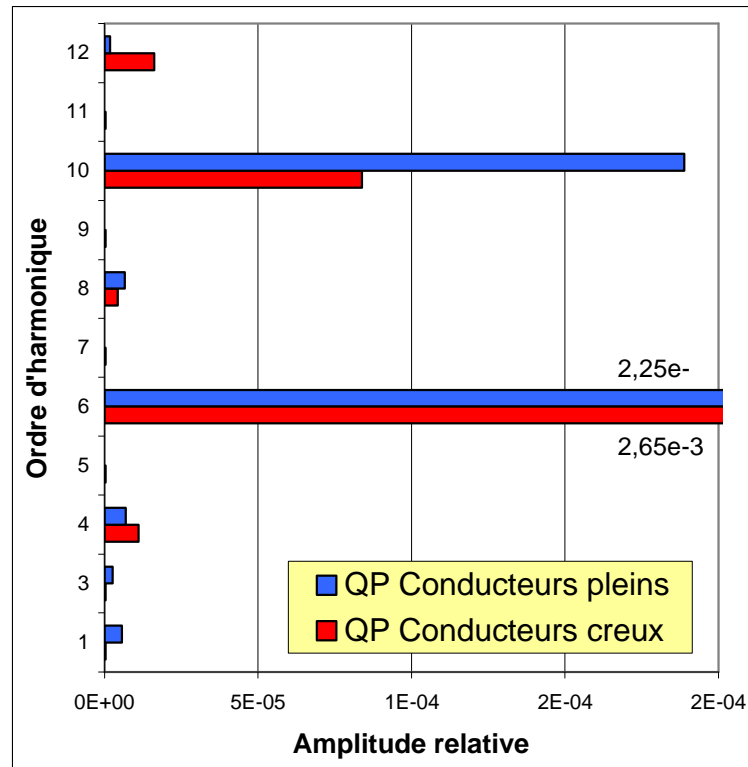


figure IV-49 - Comparaison des harmoniques rapportées au champ principal pour les deux types de quadripôle.

Cette conception tient compte des études d'optimisation sur les dimensions des conducteurs et sur les contraintes liées à l'insertion du quadripôle à l'intérieur du tube de glissement: diamètre intérieur de culasse, longueur des pôles et de la culasse, hauteur du bec de pôle...

IV.2.4.2.2 Quadripôle à conducteur plein

Ce second modèle de quadripôle (figure IV-50) possède bien entendu de nombreux points communs avec le précédent; en particulier, le profil transverse des pôles est identique.

Néanmoins, l'idée directrice présidant à l'optimisation de cet aimant diffère radicalement de l'autre modèle. Si ce dernier devait s'adapter à un espace réservé au sein du tube de glissement, il s'agit pour ce deuxième modèle de construire autour de l'aimant un tube de glissement lui réservant autant d'espace que possible. Ceci implique de nombreux allers-retours entre simulations magnétiques, conception du bobinage et ingénierie mécanique du tube de glissement.

Le principe de base de cet ensemble aimant + tube de glissement consiste à refroidir ses deux constituants par un unique circuit d'eau, en insérant l'aimant et ses conducteurs dans l'eau. L'aimant a alors pour rôle annexe de canaliser la circulation de l'eau. Les conducteurs ne sont donc plus nécessairement creux, ce qui permet d'optimiser plus largement leurs dimensions,

comme on le verra au paragraphe suivant. Tous les aspects liés à la circulation hydraulique seront abordés au paragraphe dédié à la conception des tubes de glissement (IV.3.2).

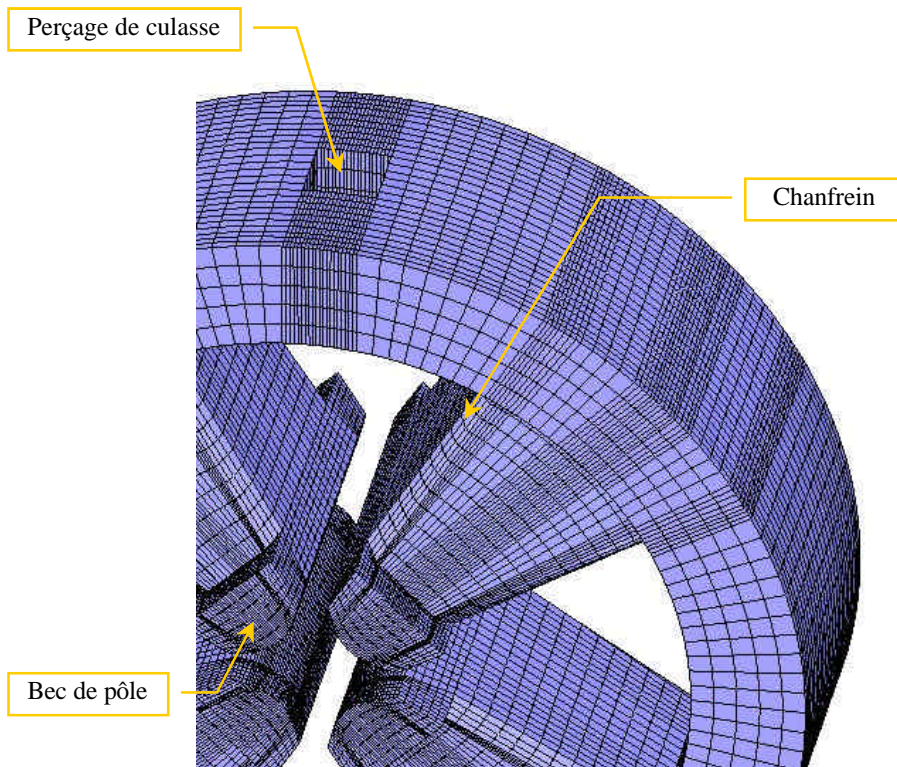


figure IV-50 - Agrandissement sous OPERA3D d'un des pôles du quadripôle à conducteur plein.

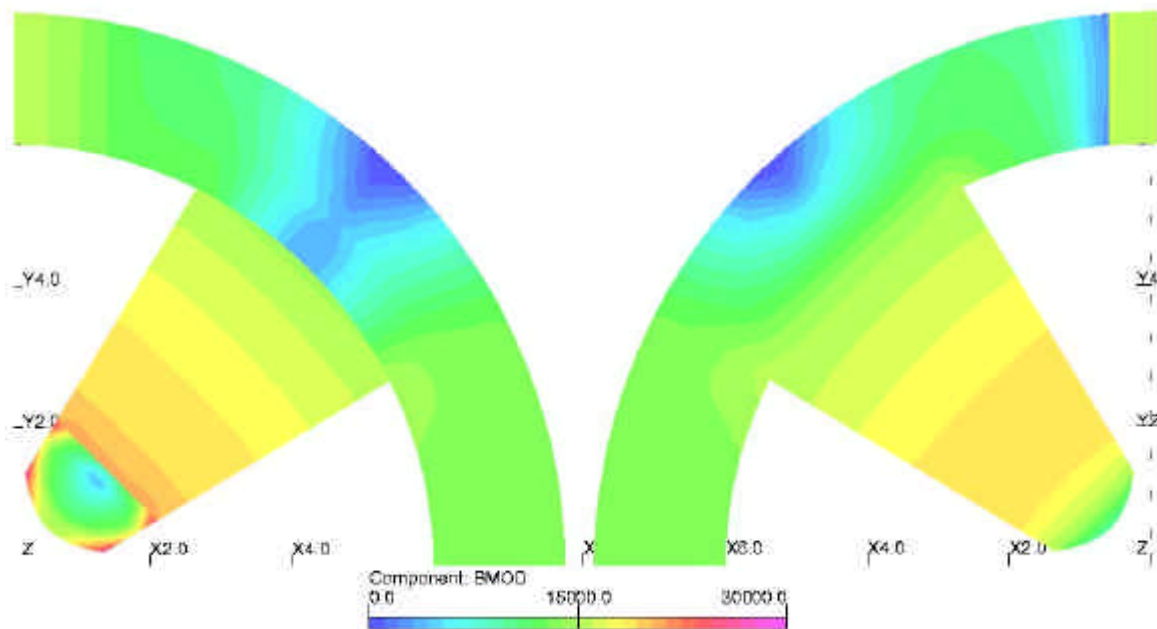


figure IV-51 - Saturation dans le pôle et la culasse. A droite: induction magnétique en surface de l'aimant; à gauche: coupe médiane. L'induction magnétique (module de \vec{B}) est exprimée en Gauss.

Ces choix permettent de réaliser un aimant plus long et de diamètre plus important. Les pôles font le même angle que les parois du tubes de glissement (4° environ), ainsi que la culasse et les becs de pôle. L'intérêt de cette pente n'est pas tant un gain en terme de longueur magnétique et de diminution de la saturation, mais est lié au schéma de circulation de l'eau, comme on le verra plus loin (figure IV-65). Pour ces mêmes raisons, il est nécessaire de percer deux trous dans la culasse, en haut et en bas de l'aimant, par où passent l'eau et, pour celui situé en haut, les conducteurs. Les dimensions de ce trou ont été optimisées afin d'éviter que la saturation de la culasse, nettement visible sur la partie droite de la figure IV-50, ne détériore la force de l'aimant. Ces trous sont dans la pratique ronds et non carrés, le carré étant plus simple à simuler sous *OPERA3D* tout en offrant par le caractère pessimiste de l'approximation (la section du trou est plus grande) une légère marge de sécurité.

En revanche, il n'était initialement pas prévu de chanfrein sur les pôles, contrairement à ce qui apparaît sur la figure IV-50. Il a été nécessaire d'en pratiquer un, les conducteurs pleins n'ayant pas eux non plus un rayon de courbure nul. Ce chanfrein est néanmoins pris en compte dans les simulations présentées ici, réalisées après la fabrication de l'aimant pour estimer son effet.

Comme pour l'autre aimant, les dimensions (en particulier l'épaisseur de la culasse) sont optimisées afin de contrôler la saturation tout en réservant un maximum de place pour les conducteurs. Néanmoins, les gains obtenus sur le plan des dimensions (longueur et diamètre extérieur) permettent d'utiliser du fer doux plutôt que l'alliage Permendur. Ce choix est lié aux questions qui, au moment des choix de réalisation, restaient sans réponse quant aux disponibilités et qualités mécaniques du Permendur. On voit tout de suite que l'utilisation de Permendur permettrait d'améliorer sensiblement les performances de ce modèle d'aimant.

La figure IV-51 présente la saturation au milieu de l'aimant et à sa surface. Cette figure met en relief les problèmes liés aux perçages de la culasse. En revanche, il est extrêmement difficile de comparer les géométries des deux types de quadripôle en se basant sur ce type de figure, dans la mesure où elles sont tracées pour le courant nominal: le matériau et le courant étant différents, même le rapport $B_{\text{mod}}/H_{\text{mod}}$, qui mesure la perméabilité et donc la saturation, n'est pas pertinent pour effectuer la comparaison de l'influence de la géométrie sur la saturation.

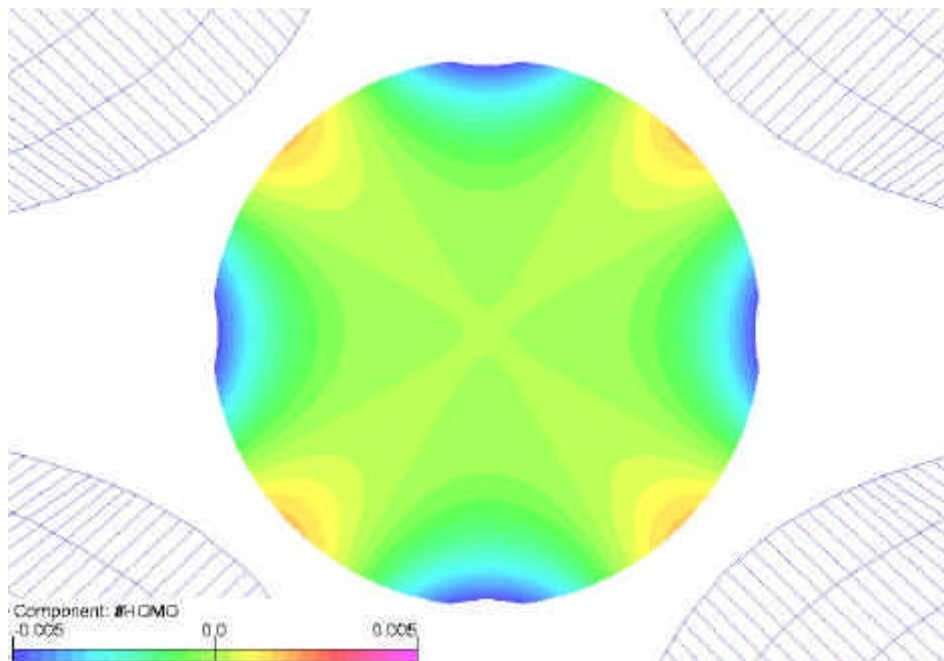


figure IV-52 - Homogénéité du gradient intégré dans une coupe transverse.

En revanche, il est possible de comparer les composantes harmoniques d'ordre supérieur du champ. Comme l'indique la figure IV-49, elles sont du même ordre de grandeur pour les deux modèles d'aimants. L'apparition d'harmoniques dipolaires et sextupolaires sont liées au fait que le calcul de l'aimant à conducteur plein est faite avec un modèle de demi quadripôle complet (symétrie par le plan médian en z) et non avec un demi pôle. Ces coefficients n'ont pas de signification physique et marquent donc la limite de la précision de ce calcul.

La figure IV-52 représente l'homogénéité de la composante quadripolaire par rapport au champ total sur la zone utile (13 mm de diamètre). Comme pour l'autre modèle d'aimant, la somme des perturbations harmoniques reste inférieure à la tolérance de 0,5% imposée sur le gradient, sauf dans une mince bande située sur les axes à proximité du tube faisceau.

IV.2.4.2.3 Comparaison avec le cahier des charges

Si l'on compare les résultats de ces deux conceptions magnétiques au cahier des charges, les caractéristiques recherchées sont obtenues. Toutes les harmoniques sont conservées à moins de 0,5% du champ principal, et le champ est homogène à 0,5% dans une zone utile de plus de 6 mm de rayon autour de l'axe faisceau. Le gradient intégré requis est obtenu avec un nombre d'Ampères-tours bien moindre que pour les conceptions préliminaires.

	Gradient intégré à $NI+30\%$	Augmentation du gradient
Aimant à conducteur creux	4,97 T	5,7%
Aimant à conducteur plein	5,11 T	8,7%

tableau IV-16 - Augmentation de gradient obtenue avec 30% d'Ampères-tours en plus.

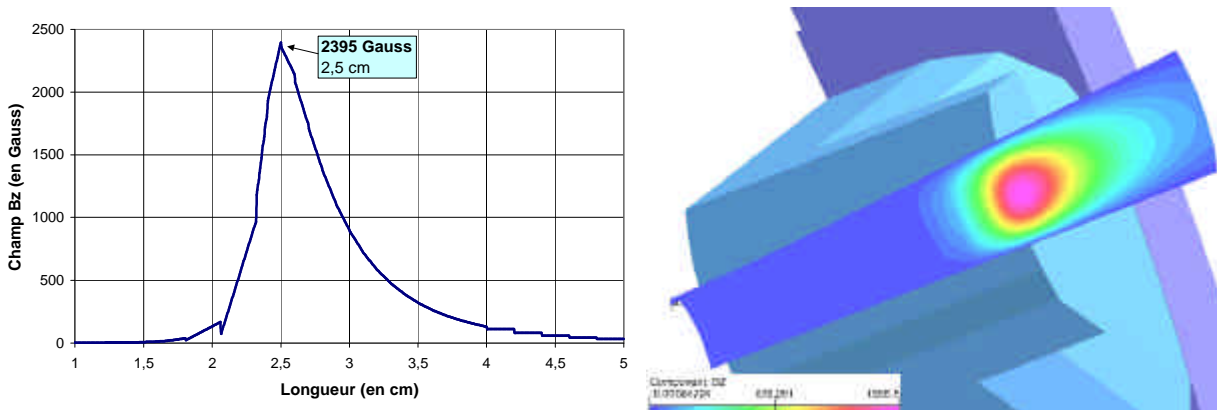


figure IV-53 - Champ magnétique longitudinal (B_z) sur un rayon $r=0,65$ cm à partir de l'axe faisceau dans le cas de l'aimant à conducteur creux. La figure de droite représente ce même champ sur un quart de cylindre ($r=0,65$ cm, $q=0$ à 90°).

Les limites de la conception et l'importance de la saturation de ces aimants sont néanmoins soulignée par le faible gain en gradient intégré en cas d'augmentation de l'excitation (tableau IV-16). Ces quadripôles sont réellement optimisés dans cette configuration et leurs perspectives d'amélioration (augmentation du diamètre du tube faisceau ou de la force) ne sont possibles qu'au prix d'un fort accroissement de la puissance électrique, lui-même limité par les possibilités de refroidissement. A ce titre, les perspectives sont nettement meilleures dans le cas de l'aimant à conducteur plein, pour lequel on peut d'une part choisir de changer le matériau (Permendur et non fer doux), et d'autre part parce que le refroidissement moins contraignant (débits plus élevés, pertes de charges plus faibles) autorise des intensité plus fortes.

Ces deux modèles de quadripôles présentent néanmoins un effet magnétique aux conséquences potentiellement néfastes. Dans les deux cas, on observe un important champ de

fuite longitudinal (B_z), confiné en entrée et en sortie de l'aimant sur les axes des pôles, et maximum à proximité de ceux-ci (figure IV-53 et figure IV-54). Si ce champ n'a pas en propre d'effet défocalisant, il induit des transferts d'émittance entre les deux plans transverses et, dans la mesure où le faisceau n'est pas rond, une désadaptation. Le fait que ce champ ne soit pas constant dans le plan transverse ne permet pas sa compensation. Il sera donc important dans une phase ultérieure de procéder à des simulations de dynamique faisceau complémentaire afin d'en étudier et quantifier les effets.

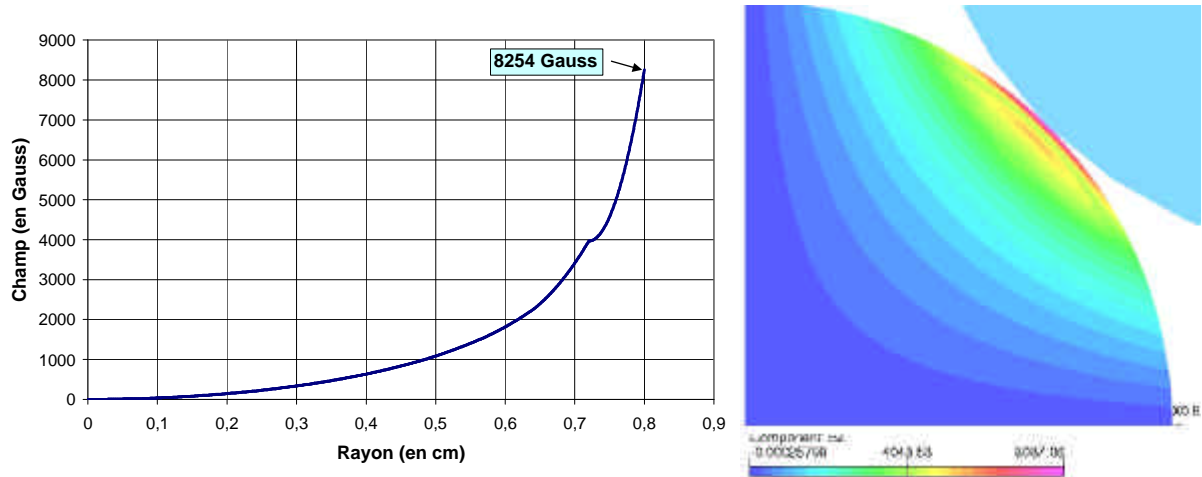


figure IV-54 - Champ magnétique longitudinal (B_z) dans une coupe transverse en $z=2,5$ cm à partir du centre de l'aimant à conducteur creux. Le pôle est en bleu ciel en haut à droite de la figure de droite.

IV.2.5. Conception des bobines et du refroidissement

La problématique du bobinage consiste à utiliser au mieux l'espace libre pour obtenir le nombre d'Ampères-tours requis, afin de minimiser la puissance électrique dissipée. De par la loi d'Ohm, il est plus intéressant de multiplier les tours (la résistance) que les ampères. Le problème se complique quelque peu si l'on considère que l'espace perdu par foisonnement des conducteurs augmente avec le nombre de tours, du fait en particulier des couches d'isolant nécessaire sur chaque spire.

IV.2.5.1.1 Aimant à conducteur creux

Pour cet aimant le problème est relativement simple; la nécessité de refroidir le conducteur par l'intérieur et les pertes de charge limitent singulièrement la marge d'optimisation. On se limite à une unique couche de 6 conducteurs carrés de section 5x5 mm avec une couche d'isolant de 0,25 mm par face. En fait, les contraintes de bobinage (passage d'un pôle à l'autre) ramène le nombre de conducteurs à 5,5 par pôle. Le trou (circulaire) dans le conducteur pour le refroidissement mesure 3 mm de diamètre.

L'optimisation de ce bobinage est un compromis entre les dimensions de la culasse de l'aimant, les dimensions du conducteur, celles de l'isolant et le refroidissement, le paramètre essentiel restant le gradient intégré de l'aimant.

IV.2.5.1.2 Aimant à conducteur plein

L'optimisation du bobinage destiné à l'aimant à conducteur plein est beaucoup plus libre, dans la mesure où le refroidissement, extérieur, n'impose pas de taille minimum à la section des conducteurs.

Un tel système de refroidissement des conducteurs par l'extérieur a déjà été mis en œuvre par le passé à Berkeley dans le cadre de l'accélérateur HILAC [10]. Dans ce cas, le bobinage était constitué d'une bande découpée et enroulée avec un isolant de manière extrêmement compacte. Les performances évoquées sont des gradients de l'ordre de 100 T/m pour une ouverture de 19 mm de diamètre (mais pour quel diamètre externe d'aimant ?) pour 1,2 kW de puissance électrique et une densité de flux de chaleur de 11 W/cm² sur chacune des faces du bobinage. L'avantage évident de cette méthode est le taux d'utilisation optimal de l'espace libre; de même l'intensité par spire est faible, mais la résistance est en revanche importante, d'autant plus que la quantité relative d'isolant par rapport au conducteur est très défavorable (les dimensions des deux bandes, isolant et conducteur, sont du même ordre de grandeur). La réalisation est également complexe. Plus important, le refroidissement est exclusivement périphérique, la surface d'échange est donc limitée et le gradient de température dans la galette des conducteurs est fort. En conséquence, ce concept n'a pas été choisi.

Dans le domaine des aimants à fort champ non supraconducteurs, deux techniques de refroidissement sont couramment utilisées: les bitters et les hélices à refroidissement radial [11]. Ces aimants ont des densités de courant plus importantes que celles auxquelles est habitué le milieu des accélérateurs, ce qui impose un refroidissement bien supérieur.

Ces aimants à fort champ sont toujours des solénoïdes; l'adaptation de leurs principes à des quadripôles n'est donc pas immédiate. L'idée de départ consiste à traiter comme un solénoïde chaque enroulement de spires autour d'un pôle, puis d'optimiser les arrivées de courant et de circuit de refroidissement. On a donc cherché à concevoir un bobinage adapté à chaque pôle qui soit usiné aux dimensions optimales à partir d'un bloc de cuivre. Le bloc de conducteurs pour chaque pôle aurait eu la forme présentée sur la figure IV-55. Un espace entre chaque spire est ménagé et maintenu par des cales en Téflon, elles mêmes tenues en place par des tiges du même matériau, à l'instar des hélices à refroidissement radiales. L'isolement électrique vis-à-vis de l'eau est assurée par peinture ou vernissage. Les différentes bobines sont ensuite mises en série.

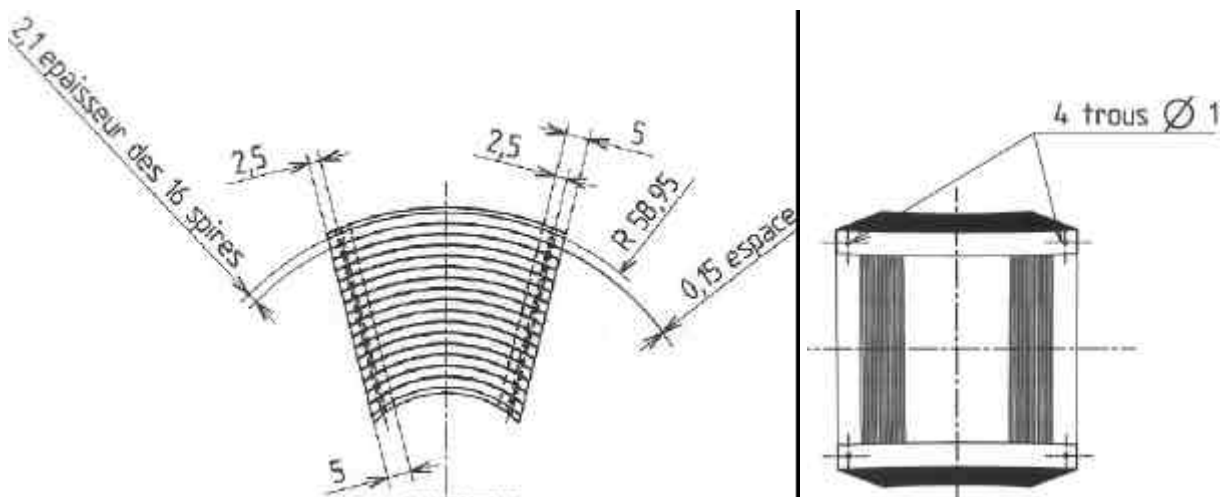


figure IV-55 - Bobinage pour un pôle usiné suivant la technique des hélices à refroidissement radial.

Le problème de ce concept réside dans la difficulté de fabrication. En effet, l'usinage d'un tel "ressort" est extrêmement délicat du fait des petites dimensions et de la très faible résistance mécanique de la pièce. La tenue de la pièce lors des phases de mise en forme est difficile. L'usinage par jet d'eau ne permet pas d'obtenir les épaisseurs demandées (sans compter le problème de l'évacuation du jet avant qu'il n'attaque la face opposée). L'usinage par électroérosion à fil est impossible car la forme de la pièce empêche le retour du fil. Les autres techniques d'usinage se heurtent principalement au problème du maintien de la pièce. En conséquence, cette idée a été abandonnée au profit d'un bobinage conventionnel.

Dans le cas d'un quadripôle à refroidissement de masse, on est amené à s'interroger sur l'opportunité d'utiliser plusieurs couches d'un conducteur de faible diamètre, ou sur une seule couche de conducteur de diamètre important. La formalisation du problème, en tenant compte des contraintes géométriques effectives, aboutit à la figure IV-56 (tracée pour un conducteur de section carrée). Il s'agit de remplir au mieux l'espace disponible en tenant compte du fait qu'à chaque conducteur il faut associer un enrobage d'isolant et un coefficient de foisonnement. L'épaisseur de l'isolant a été fixée à 0,25 mm par face après consultation des entreprises concernées pour l'aimant à conducteur creux, et limitée à 0,07 mm par face (conducteur émaillé) pour le conducteur plein. La principale préoccupation est liée non à la tenue en tension de ce matériau mais à sa résistance au temps et aux rayonnements (rayons X essentiellement) dans un milieu aqueux.

Cette figure ne fait que souligner l'importance du taux de remplissage. Il faut à tout prix adapter le conducteur utilisé à l'espace disponible.

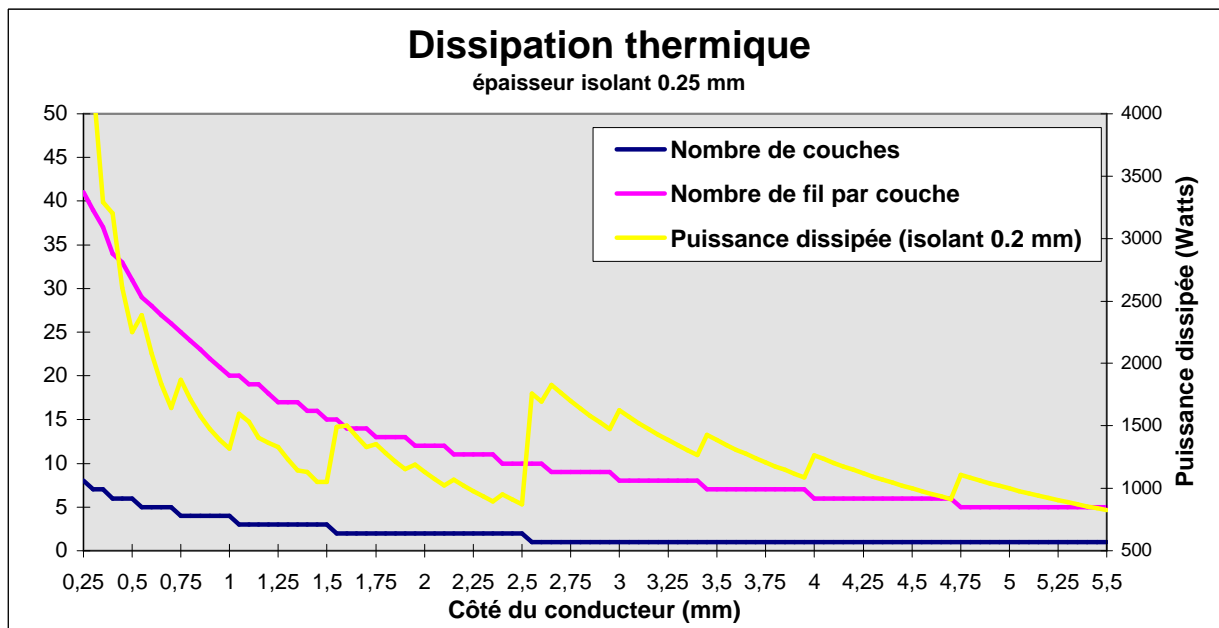


figure IV-56 - Optimisation de la dissipation thermique en fonction de la dimension du conducteur.

En pratique, un conducteur de section rectangulaire a été choisi, réparti en deux couches. Des espaces ont été ménagés entre chaque couche et chaque spire pour permettre la circulation du fluide de refroidissement.

IV.2.6. Récapitulatif

Le tableau IV-17 récapitule les caractéristiques magnétiques, électriques et thermiques des deux aimants de la maquette DTL.

	Aimants à conducteur creux	Aimant à conducteur plein
Gradient transverse intégré	4,70 T	4,70 T
Gradient quadripolaire	83,79 T/m	75,89 T/m
Longueur magnétique	56,09 mm	61,94 mm
Longueur totale	48 mm	56,16 mm
Longueur des pôles	36 mm	42 mm
Diamètre externe	140 mm	157 mm
Diamètre d'ouverture	16 mm	16 mm
Ampères-tours	2 750	2 317
Nombre de spires par pôle	5,5 en 1 couche	9 en 2 couches
Dimensions des conducteurs	5x5 mm	5,6x2 mm
Isolant	0,25 mm par face	0,07 mm par face
Intensité par spire	500 A	258 A
Densité de courant	27,88 A/mm ²	23,04 A/mm ²
Résistance totale	6,1 mΩ	15,3 mΩ
Puissance électrique	1 524 W	1 018 W
Débit nominal	1,68 l/min	(Refroidissement externe)
Echauffement de l'eau	13°C	
Perte de charge	6,22 bars	

tableau IV-17 - Caractéristiques générales des aimants de la maquette DTL.

IV.2.7. Tolérances et alignement

IV.2.7.1 Tolérances de réalisation

Les tolérances mécaniques appliquées à la réalisation de l'aimant sont fonction de l'influence des défauts induits par une erreur de réalisation sur les performances de l'aimant. La principale erreur attendue concernant le positionnement relatif des pôles. Un mauvais placement d'un pôle par rapport aux autres induit des harmoniques, cette fois-ci non liées à la famille du quadripôle (erreurs dipolaires, sextupolaires, etc...).

Une étude d'erreur a été effectuée sur ces bases, en deux dimensions (plan transverse). Elle vise à déterminer les erreurs mécaniques tolérables compte tenu des contraintes sur le gradient. Là encore, l'idée est de limiter la somme des contributions multipolaires au champ total en dessous de la tolérance de 0,5% imposée par le DTL sur le gradient quadripolaire de l'aimant.

Pour estimer les erreurs, les champs sont calculés à 7 mm de l'axe, juste en périphérie de la zone utile, où les champs sont suffisamment forts. Ce choix est purement conventionnel mais il a un effet restrictif dans la mesure où les composantes d'ordre supérieur ont une contribution d'autant plus faible au champ global qu'on se rapproche de l'axe.

Deux types d'erreur sont considérées: une erreur sur la longueur du pôle, et l'autre sur sa rotation (par rapport au point d'ancrage sur la culasse). L'effet de ces erreurs sur les composantes multipolaires sont présentées sur les figure IV-57 et figure IV-58. Ces résultats sont résumés sur la figure IV-59, où les traits rouges pointillés indiquent la limite des 0,5%.

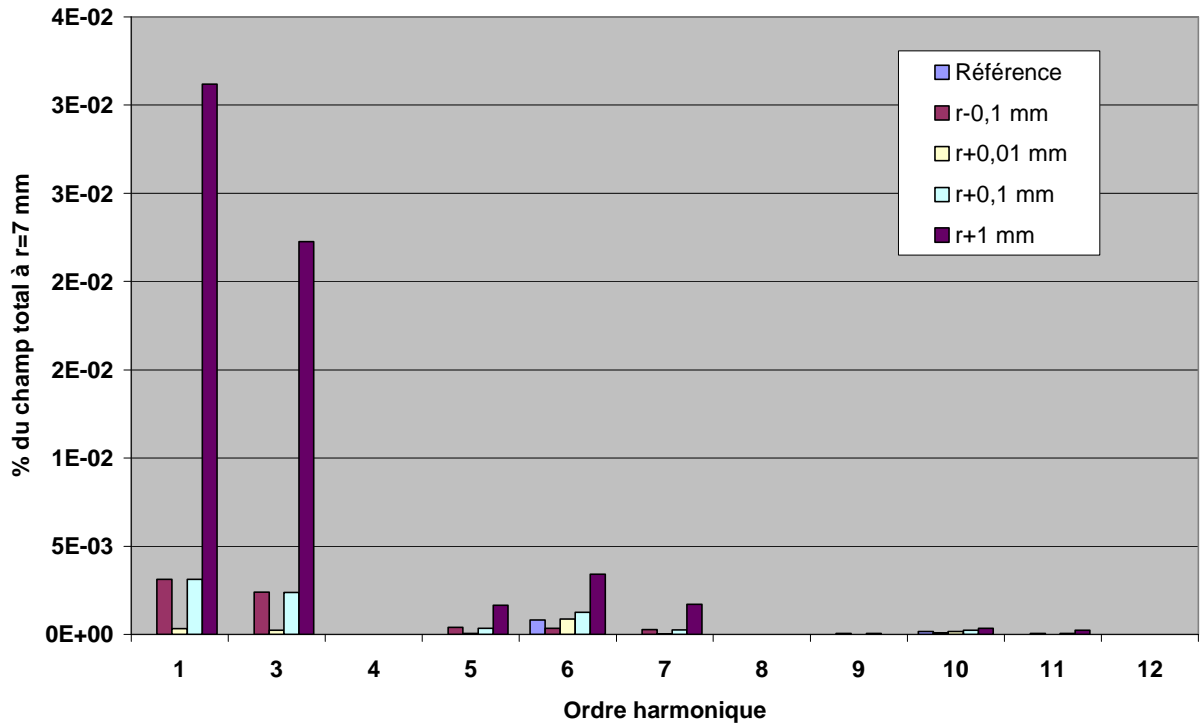


figure IV-57 - Influence sur les composantes multipolaires du champ d'un défaut de longueur des pôles.

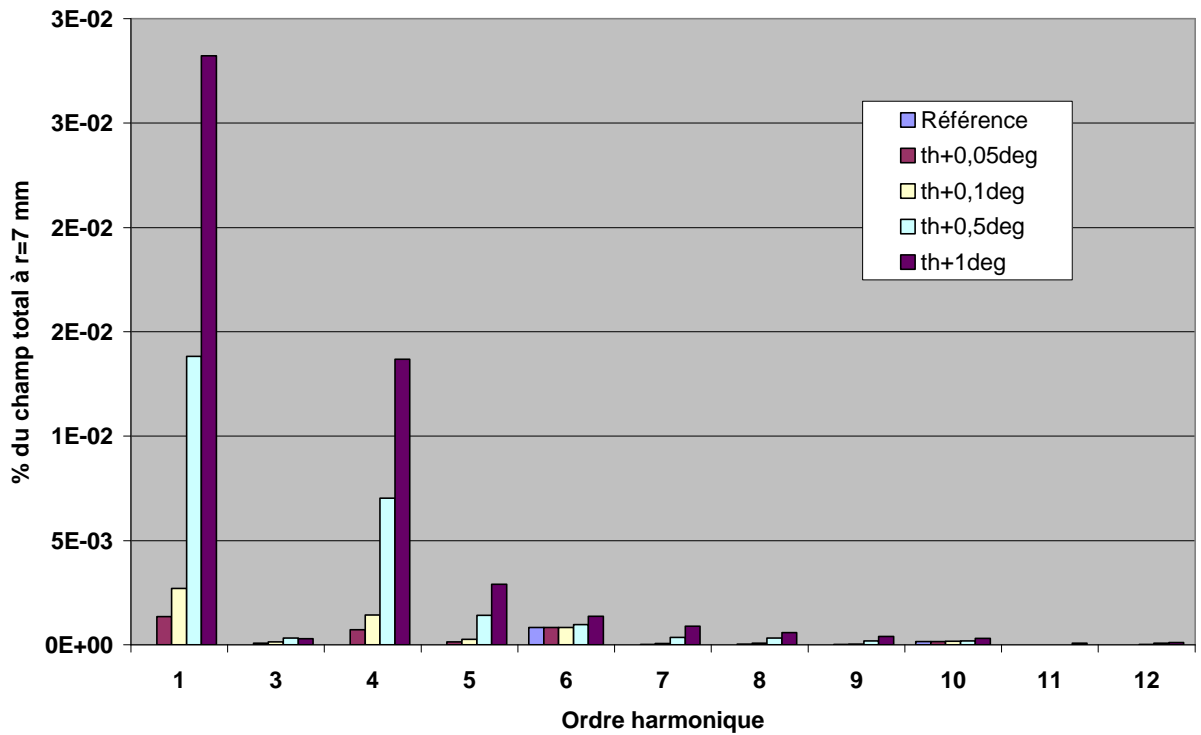


figure IV-58 - Influence sur les composantes multipolaires du champ d'un défaut de rotation des pôles.

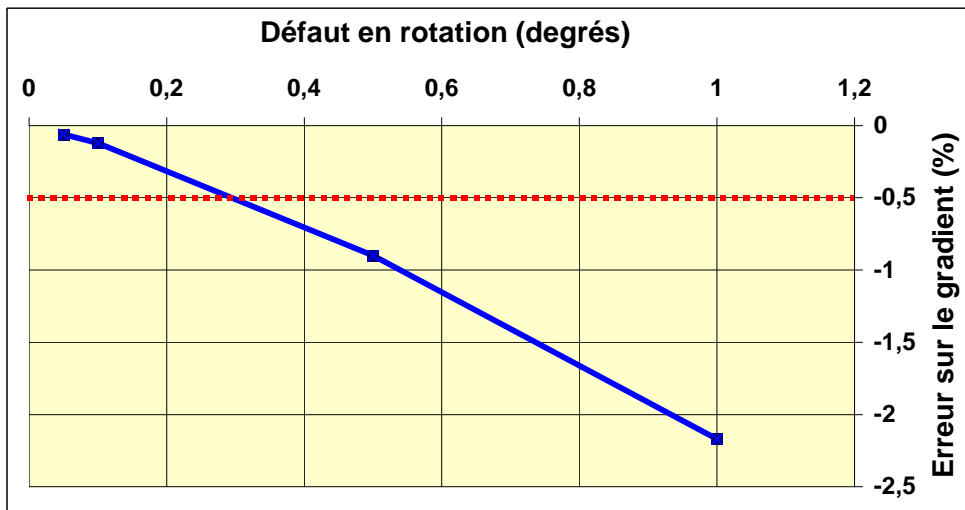
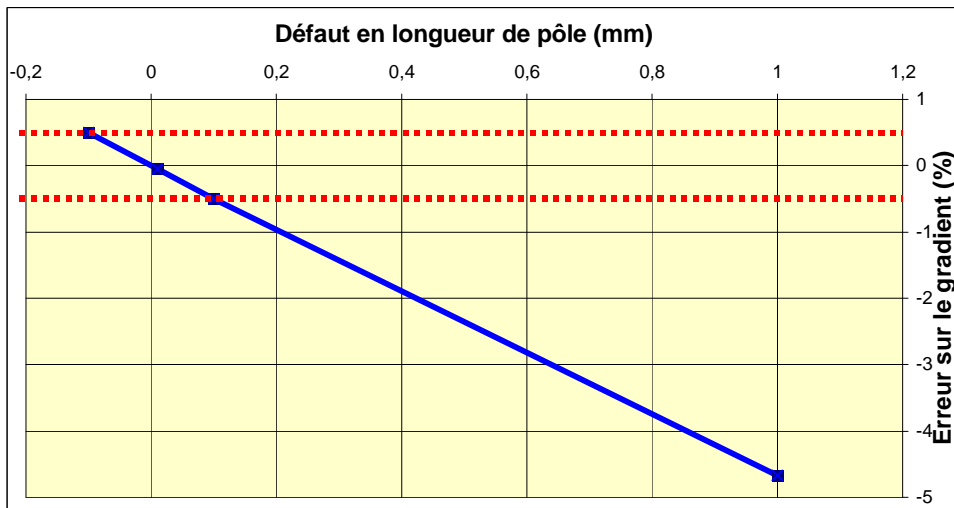


figure IV-59 - Influence des défauts de longueur et de rotation de pôle sur le gradient.



Il convient d'insister sur le fait que ces résultats concernent des erreurs isolées et non cumulées, et n'affectant de plus qu'un seul pôle à la fois. Il est donc nécessaire d'imposer des tolérances de réalisation plus strictes que les valeurs données par la limite des 0,5%.

En pratique, les tolérances générales utilisées pour la réalisation des aimants de la maquette DTL sont de 40 μm de millimètre pour la distance entre deux pôles opposés, et 20 μm sur l'écartement de deux pôles voisins.

IV.2.7.2 Alignement et positionnement

En matière d'alignement on doit distinguer les aspects d'alignement propre, c'est-à-dire les dimensions susceptibles d'être obtenues par réglage après montage, des tolérances de positionnement, qui, ne pouvant pas être corrigées, doivent être respectées par construction. L'effet de quadripôle tourné appartient à cette dernière catégorie, tandis que les translations et rotations (sauf autour de l'axe faisceau) appartiennent au domaine de l'alignement.

IV.2.7.2.1 Effet de quadripôle tourné

L'effet de quadripôle tourné ne peut pas être corrigé une fois le tube de glissement fermé et en place. Cette tolérance est obtenue en positionnant l'aimant en rotation à l'aide de deux pions

placés sur un diamètre, dans l'axe de deux pôles. La tolérance de rotation étant de $0,25^\circ$ correspond à cette distance de l'axe faisceau à une tolérance de positionnement des pions de $150\ \mu\text{m}$.

Il faut également tenir compte de l'erreur liée à la soudure du tube de glissement sur la tige support, qui peut induire un défaut de rotation. En imposant une tolérance de $20\ \mu\text{m}$ sur le positionnement des pions suivant chaque axe, la tolérance de positionnement de la tige support par rapport au tube de glissement est $1,2\ \text{mm}$ à l'extrémité.

La tolérance relative au quadripôle tourné est donc simple à respecter; elle pourrait même être resserrée.

Il convient néanmoins de prendre garde au fait que la correction du positionnement transverse de l'aimant est obtenu par balancement du tube de glissement, et non par une simple translation. En conséquence, l'effet net est une translation plus une rotation du quadripôle dans le même plan. Ainsi, un déplacement de $1\ \text{mm}$ de l'axe du tube de glissement dans le plan transverse correspond à un angle de $0,22^\circ$. Certes, les alignements attendus sont de quelques centièmes si le positionnement du quadripôle dans le tube de glissement est conforme; mais il convient de tenir compte de la marge de réglage transverse autorisée pour fixer les tolérances sur le quadripôle tourné.

IV.2.7.2.2 Alignement

Si d'une part le positionnement de l'aimant dans le tube de glissement, et d'autre part le positionnement du tube de glissement par rapport à l'axe faisceau déterminé par les demi tubes de glissement d'extrémité (qui sont fixes) ne sont pas dans la tolérance magnétique demandée*, il est nécessaire de recourir à un procédé de mesure et de réglage magnétique.

La précision du réglage est alors donnée par la précision de la mesure, ou plus précisément par la précision de la mesure magnétique elle-même et celle de l'empilement des cotes de report de cette mesure.

Le système de réglage utilisé dans la maquette DTL est conventionnel: il repose sur un soufflet souple, un point d'appui pour des balancements (rotation autour des deux axes perpendiculaires à la tige support) et un système de montée / descente. Seule la rotation autour de l'axe de la tige support ne peut pas être corrigée mais les $2,4^\circ$ de précision requis peuvent être atteints assez aisément lors du montage. Moyennant des réglages fins, ce système permet d'obtenir les tolérances requises — à condition de pouvoir mesurer avec une précision suffisante.

La tolérance la plus sévère est celle du positionnement transverse. C'est donc à celle-ci que l'on s'intéresse plus particulièrement.

Les méthodes actuellement les plus utilisées pour la recherche d'axe magnétique dans des aimants de faible ouverture sont celles des fils tendus, qui se subdivisent en fait en trois types.

La méthode du fil vibrant, développée à Stanford et utilisée en Russie et au Japon notamment, consiste à faire vibrer un fil dans le champ magnétique de l'aimant. La variation du flux magnétique traversant la boucle induit une tension aux bornes de celle-ci. La distance du fil à l'axe magnétique est proportionnelle à l'amplitude de cette tension [12]. La précision obtenue est de l'ordre de $10\ \mu\text{m}$.

La méthode du fil pulsé [13] est assez proche. Développée à Los Alamos, elle consiste à envoyer une impulsion qui excite au passage dans l'aimant une force proportionnelle au champ

* Du fait des tolérances imposées sur les pions de positionnement des aimants, cette deuxième erreur est de loin prépondérante.

(transverse) local. C'est le déplacement du fil qui est mesuré. La précision obtenue est de l'ordre de 50 μm . Elle semble plus difficile à mettre en œuvre que la méthode du fil vibrant.

La dernière méthode est celle du fil translaté, utilisée à Fermilab, à l'ESRF et au CERN [14]. Le déplacement du fil induit une variation du flux magnétique à travers la boucle qu'il forme et induit une tension à ses bornes, qui dépend des points de départ et d'arrêt du fil mais pas du chemin parcouru. La précision est là aussi de 50 μm environ*.

Les points délicats de ces types de mesure proviennent de la flèche lorsque le fil est long et de la faiblesse du signal lorsque la longueur de l'aimant est faible (ce qui est le cas ici).

Le traitement du signal obtenu (intégrateur), les mesures et contrôles de déplacement et de positionnement du fil, et bien sûr le problème du report de ces mesures sur une référence mécanique commune exploitable sont autant de sources d'erreur supplémentaires [15].

En résumé, le problème posé par l'alignement des quadripôles du DTL se divise en plusieurs points:

- recherche de l'axe magnétique par une méthode du fil tendu;
- acquisition de cette mesure et traitement;
- report de la mesure sur une référence mécanique;
- contrôle des perturbations nuisant à la mesure: bruit électronique, température, flèche du fil.

Les tolérances demandées pour l'alignement transverse se situent à l'extrême limite du savoir-faire actuel. Néanmoins, les techniques développées au CERN pour CLIC et le LHC [16], combinées avec le développement au CEA d'intégrateurs de précision [17] permettent d'être relativement optimiste.

Plus prosaïquement, il convient de s'interroger sur les choix mécaniques en rapport avec ces problèmes d'alignement. En particulier, l'alignement doit-il se faire in situ ou non ? L'utilisation d'une poutre unique portant les 52 tubes de glissement permet de réaliser l'alignement dans un endroit dédié mais se pose alors le problème du positionnement mécanique de cette entité, nouvelle source d'erreur. L'utilisation de plusieurs poutres peut permettre de limiter le problème de flèche (qui croît quadratiquement avec la longueur) mais la faisabilité de cette option n'est pas assurée compte tenu des encombrements. Enfin le choix de réaliser l'alignement mécanique in situ à l'avantage d'éliminer le problème du positionnement de la poutre, mais se pose alors celui des perturbations extérieures (température, humidité). La dernière option consiste à transporter la cavité entière dans un site dédié à l'alignement.

Ces choix sont relativement insensibles au niveau de la maquette. Seuls deux aimants seraient à aligner, ce qui n'a guère de sens. La longueur est d'autre part 20 fois moindre que pour le DTL final. C'est pourquoi, si ces problèmes cruciaux d'alignement magnétique doivent être gardés à l'esprit, il n'est pas question de les tester sur cette maquette, d'autant plus en absence de faisceau. Pour celle-ci, seul un alignement physique sera effectué, à l'aide d'un montage mécanique simple†, visant à positionner les tubes de glissement dans des tolérances de l'ordre de deux à cinq centièmes de millimètre. Cet alignement mécanique précis est nécessaire afin que la répartition du champ accélérateur sur l'axe soit conforme aux simulations.

* Ces valeurs de précisions sont néanmoins à manier avec précaution dans la mesure où elles sont généralement données pour des aimants de dimensions particulières; par exemple, la valeur de précision de mesure relative à la méthode du fil translaté est donnée pour des aimants supraconducteurs de plus de 6 mètres de long et d'ouverture bien supérieure à celle de nos quadripôles.

† Développé par l'ISN Grenoble.

IV.3 Conception mécanique des tubes de glissement

Les tubes de glissement sont des objets très complexes dont la conception doit prendre en compte plusieurs facteurs.

Comme on l'a déjà indiqué, le maximum d'espace disponible doit être réservé pour l'implantation des aimants. Leur alimentation et leur refroidissement est également une contrainte majeure, en particulier sur la tige support.

Par ailleurs, le tube de glissement doit assurer son propre refroidissement vis-à-vis des courants HF induits sur ses parois. Il convient de souligner qu'étant situé autour de l'axe faisceau il est soumis aux champs électriques les plus intenses. Ceci implique que son état de surface doit être irréprochable afin d'assurer une bonne tenue en tension.

Enfin, il doit avoir une tenue mécanique lui permettant de supporter sans mouvement les champs magnétiques induits par les quadripôles des tubes de glissement voisins, les vibrations induites par la circulation des fluides de refroidissement, et ses tolérances de réalisation doivent être telles que, comme on l'a déjà mentionné, elles permettent de respecter simultanément l'alignement magnétique des quadripôles et le positionnement mécanique des tubes indispensable pour obtenir la répartition des champs électromagnétiques souhaitée.

Longueur maximum	61,76 mm
Angle des faces	4,21°
Diamètre faisceau	13 mm
Diamètre extérieur	140 mm
Diamètre extérieur de la tige support	33 mm

tableau IV-18 - Dimensions externes des tubes de glissement de la maquette DTL.

Deux modèles de tubes de glissement de mêmes dimensions extérieures (tableau IV-18), adaptés aux deux types d'aimants différents, ont été conçus. Leurs concepts diffèrent: le premier modèle est un tube bâti autour d'un espace réservé pour l'aimant, et même si des ajustements entre ces deux entités sont bien sûr nécessaires leurs conceptions restent largement découplées; le second tube de glissement est conçu en interaction étroite avec l'aimant, les deux objets épousant les formes de l'autre et partageant un unique circuit de refroidissement.

Les contraintes imposées aux tubes de glissement se résument ainsi:

- amagnétisme des matériaux constitutifs;
- maximisation de l'espace dédié au quadripôle;
- contrôle des échauffement et dilatations de manière à ne pas générer plus de 50 kHz de déplacement de la fréquence d'accord de la cavité et à garder les déplacements de l'axe du tube de glissement par dilatation dans les limites imposées par l'alignement magnétique;
- techniques de réalisation simples et économiques, n'entraînant jamais un échauffement de l'aimant au-delà de 50°C;
- positionnement mécanique précis de l'aimant;
- tenue mécanique (efforts imposés par les aimants, rigidité aux vibrations);
- minimisation de la taille de la tige support.

Le choix du matériau semble assez évident compte tenu des contraintes thermiques, qui sont bien supérieures sur le tube de glissement que sur les parois de l'enceinte (figure III-28). Le cuivre est un choix naturel permettant d'évacuer facilement la chaleur tout en obtenant une excellente conductivité électrique.

Quel que soit le concept retenu, ces contraintes ont une conséquence majeure sur la technique d'assemblage: tout brasage est exclu, et seule la soudure par faisceau d'électrons semble à même de permettre de garder la température de l'électroaimant à tout moment sous 50°C.

Un autre choix commun aux deux technologies est lié au fluide de refroidissement. Seule l'eau (déionisée) est considérée (des refroidissements par huile ou par fréon, par exemple, ont été réalisés dans le passé), dans la mesure où c'est le fluide utilisé dans les autres éléments de l'accélérateur. Il convient toutefois de rappeler qu'une telle eau a un effet corrosif dépendant des taux de dissolution de dioxyde de carbone et d'oxygène. Si elle est en contact avec l'air ambiant, elle conduit à des taux de corrosion de l'ordre de 50 µm par an (soit 1 mm en 20 ans); alors qu'une eau déionisée saturée en azote est inoffensive (0,2 µm par an soit 0,4/100^e de mm en 20 ans) [18].

IV.3.1. Tube de glissement pour aimant à conducteur creux

Le premier des deux modèles de tube de glissement (figure IV-60) a été développé par la société américaine AES (Advanced Energy Systems, ex Northrop-Grumman) [19]. Elle s'est appuyée sur un concept déjà utilisé pour le RGDTL de Los Alamos à la fin des années 1980 [20] et celui du projet Continuous Wave Deuterium Demonstrator (CWDD) d'Argonne [21], ne le modifiant que légèrement pour s'adapter aux nouvelles contraintes géométriques et au fait que les aimants d'IPHI sont des électroaimants et non des aimants permanents. (Dans le RGDTL de Los Alamos, où la charge thermique était bien moindre, la tige support était en acier inoxydable cuivré).

Le positionnement de l'aimant est assuré par des pions de précision enfoncés en force sur une face de référence, qui permettent d'obtenir un positionnement adéquat dans le plan perpendiculaire à l'axe faisceau. Le problème majeur susceptible de venir perturber ce positionnement est lié à la fixation par soudure de la tige support sur le tube de glissement. En fonctionnement, un échauffement du corps du tube de glissement supérieur de 25°C à celui du corps de l'aimant mène à des déplacements de l'axe magnétique par dilatations différentielles de 25 µm et à des contraintes thermiques négligeables.

L'un des postulats de départ confine le refroidissement du tube de glissement à la coquille extérieure, afin de simplifier la fabrication. Ce choix est un des inconvénients majeurs de ce modèle de tube de glissement, même si les dépôts de puissance les plus importants sont situés autour de la base de la tige support, dans la zone bien refroidie (figure III-28). En effet, plus le diamètre du tube de glissement est important, et moins bien sera refroidie la partie du tube de glissement située à proximité de l'axe faisceau.

La circulation de fluide est canalisée dans la tige support par trois tubes concentriques. Le tube extérieur, de 33 mm de diamètre et 3,5 mm d'épaisseur est celui qui est sujet aux dépôts de puissance HF. Entre lui et le tube du milieu circule l'eau froide vers le tube de glissement. Entre le tube du milieu et le tube interne remonte l'eau chaude en provenance du tube de glissement. Le tube interne accueille uniquement les conducteurs creux pour le quadripôle (figure IV-60). Ces tubes concentriques permettent un refroidissement homogène; même si les dépôts de puissance autour de la tige support ne le sont pas, la conductivité du cuivre est suffisante, compte tenu des dimensions, pour éviter tout gradient significatif autour de la tige support. De plus, ce système est simple et la concentricité des tubes contribue à la robustesse de la tige support.

Le refroidissement dans le tube de glissement est donc assuré par deux canaux en circulation opposée (figure IV-61). Le problème réside dans la transition entre ces canaux et ceux de la tige support. La pièce à l'interface, le distributeur de flux ("diverter") est extrêmement complexe et constitue un des points faibles majeurs, comme on le verra au chapitre suivant.

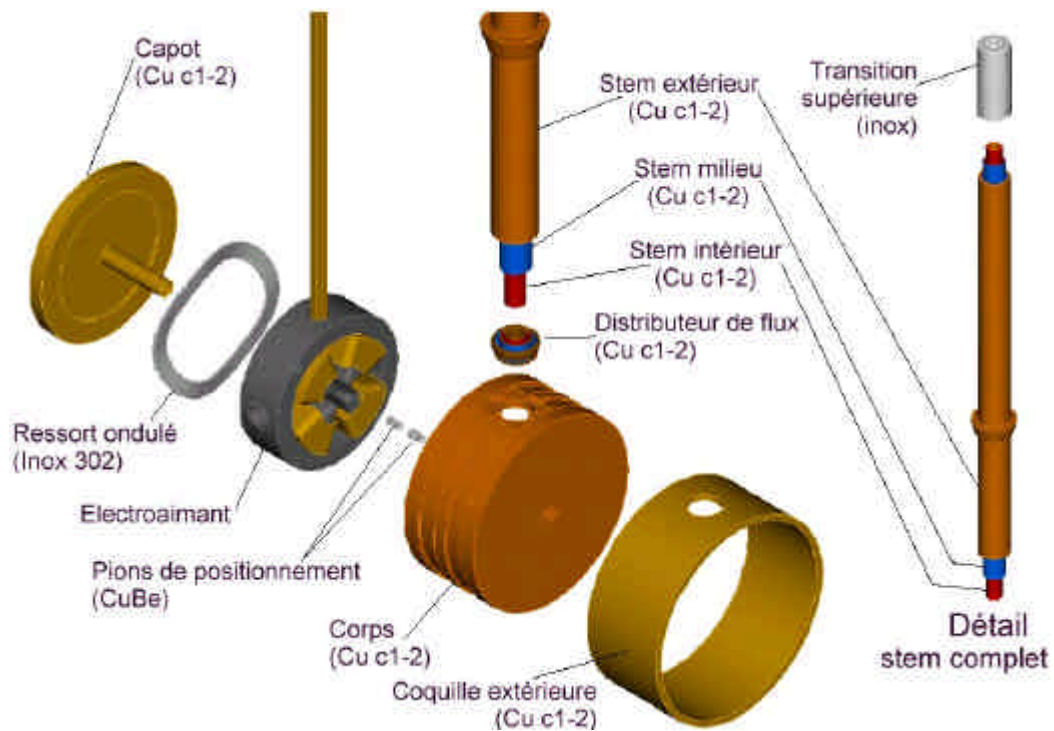
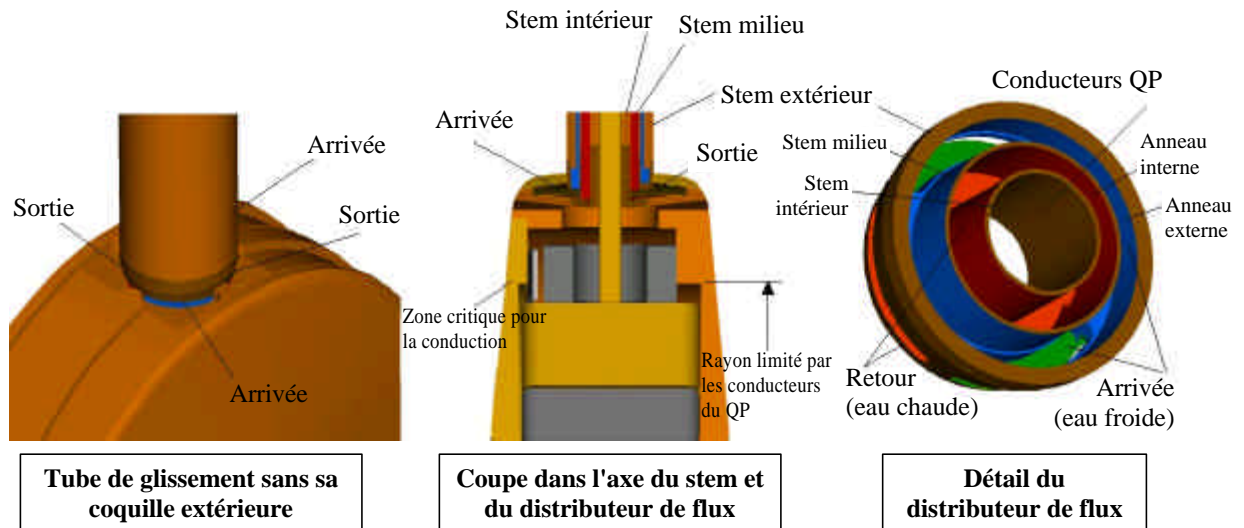


figure IV-60 - Vue éclatée du tube de glissement pour aimant à conducteur creux.

Le refroidissement est dimensionné afin de minimiser l'échauffement de l'eau à 2°C maximum entre l'entrée et la sortie, en considérant des dépôts de puissance correspondant à un champ de 1,95 MV/m, soit une charge thermique (hors aimant) de 3,34 kW. Le débit correspondant est de 24 l/min, et les canaux sont ensuite dimensionnés pour maintenir une vitesse de fluide de 5 m/s pour de maximiser le coefficient d'échange par convection forcée h . (Cette vitesse est limitée à 3 m/s dans les tiges support).



Tube de glissement sans sa coquille extérieure

Coupe dans l'axe du stem et du distributeur de flux

Détail du distributeur de flux

figure IV-61 - Circulation de l'eau de refroidissement dans le tube de glissement pour aimant à conducteur creux.

Le facteur principal limitant le diamètre externe de la tige support est la taille des conducteurs creux. Les tubes internes ont une épaisseur de 0,5 mm, mais le tube extérieur doit être plus

épais compte tenu des contraintes mécaniques qui lui sont imposées (poids de l'ensemble, attractions et répulsions entre aimants).

La structure ainsi définie a été calculée sur les plans thermique, hydraulique et mécanique à l'aide du logiciel ANSYS en utilisant les charges thermiques issues de SUPERFISH (modulées par le facteur en $\sin^2 q$ pour les dépôts sur la tige support). Tous ces calculs prennent en compte les pressions de fluide (à seulement 1,7 bars) et du vide (1 bar), la force exercée par le ressort (711 N), ainsi que l'élévation de la résistivité du cuivre avec la température. L'eau en entrée est à 10°C.

Le calcul du régime transitoire indique que l'état stationnaire (en température) du tube de glissement est atteint 60 secondes après l'établissement de la puissance HF nominale dans la machine (15 secondes pour la tige support).

La température à l'état stationnaire est présentée sur la figure IV-62. On remarque une différence sensible entre le côté capot et le côté corps, qui s'explique par le caractère plus massif de ce dernier. Ceci souligne s'il était nécessaire que la conduction, et non la convection, est le phénomène déterminant pour le refroidissement de ce modèle de tube de glissement. La température au niveau de la tige support est bien entendu maximale au point où la charge thermique est la plus importante, c'est-à-dire à la jonction entre la tige support et le tube de glissement.

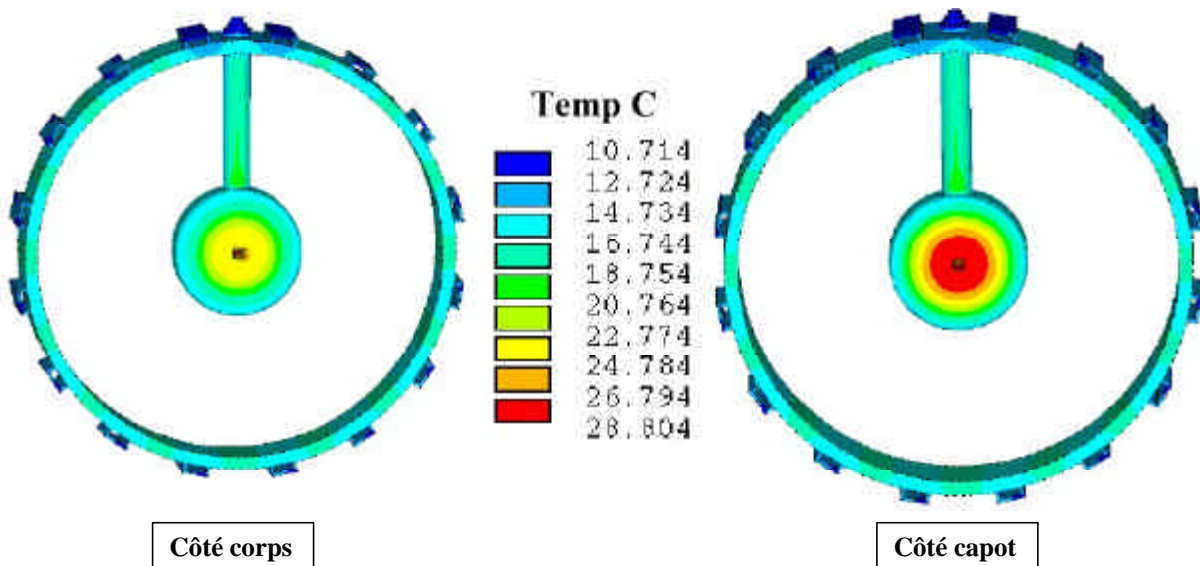


figure IV-62 - Échauffement du tube de glissement pour aimant à conducteur creux à 1,95 MV/m.

Les déplacements consécutifs à ces échauffements ont également été calculés (figure IV-63). Il faut bien prendre garde au fait que ces calculs postulent que le point de déplacement nul (point de maintien) se situe sur un plan horizontal englobant l'axe faisceau, ce qui imposerait de tenir l'enceinte par les côtés (méthode peu utilisée car réduisant l'accessibilité à la machine). Les maxima de déplacement figurent dans le tableau IV-19, en particulier la dilatation relative au point de jonction entre la tige support et l'enceinte, cette valeur étant indépendante de la méthode de fixation du DTL.

La dérive en fréquence liée à ces déplacements thermiques a été calculée. Elle est négative, de 20 kHz environ à 1,05 MV/m, et de 80 kHz environ à 1,95 MV/m. Son signe est négatif car les dilatations tendent à augmenter la capacité C entre tubes de glissement voisins (au premier ordre, la fréquence de résonance f est inversement proportionnelle au produit \sqrt{LC}).

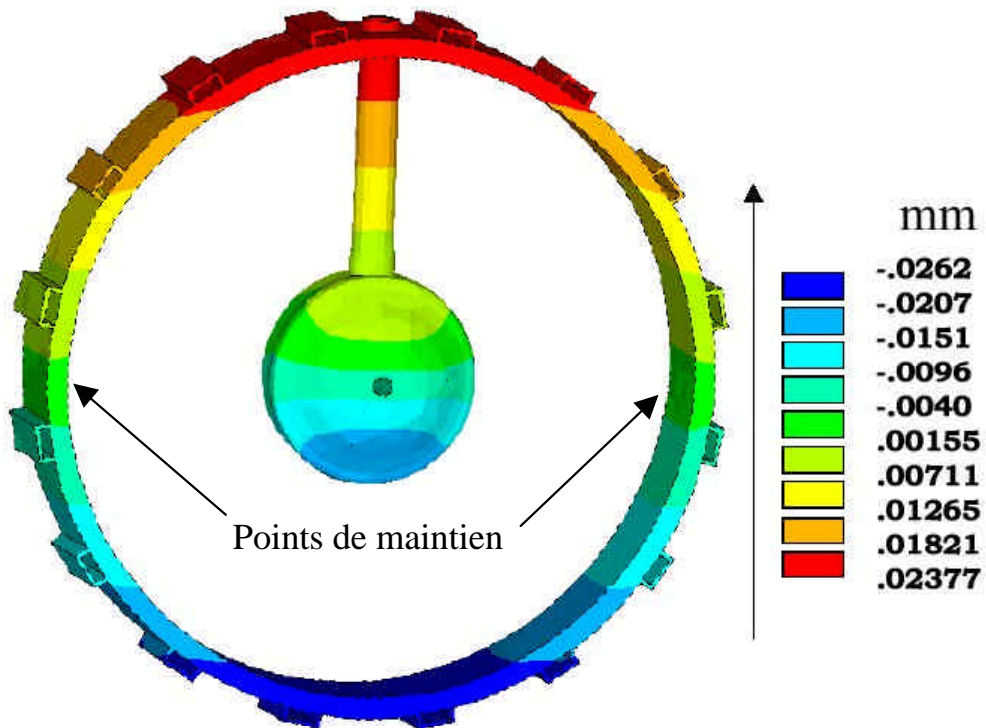


figure IV-63 - Déplacement vertical du tube de glissement pour aimant à conducteur creux à 1,95 MV/m.

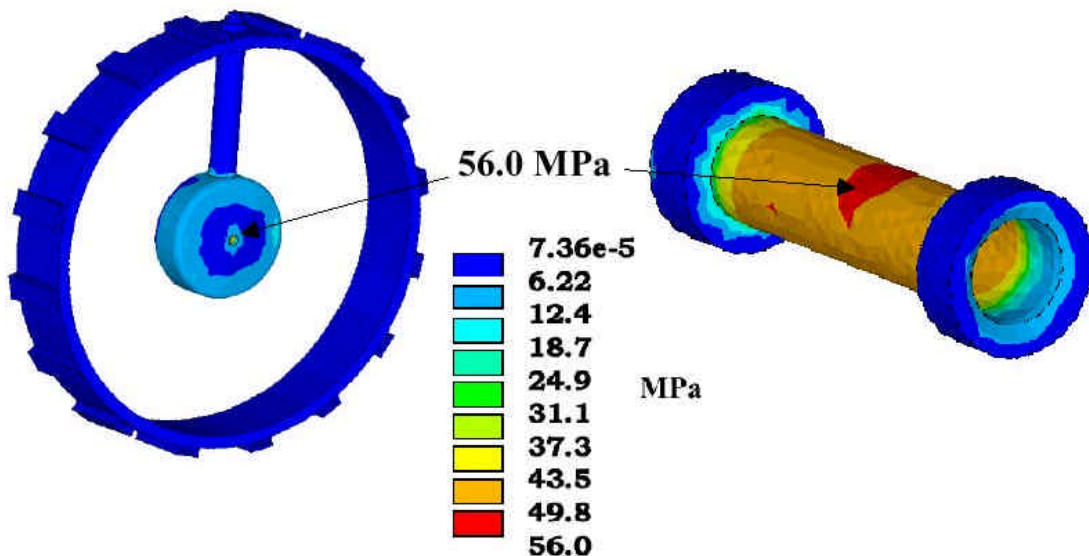


figure IV-64 - Contrainte von Mises totale imposée au tube de glissement pour aimant à conducteur creux à 1,95 MV/m.

Les contraintes von Mises sont représentées sur la figure IV-64. La limite élastique du cuivre est de 70 MPa, mais les Américains considèrent que la limite maximum admissible dans le domaine des accélérateurs de particules est égale à 60% de cette valeur, soit 41,5 MPa environ. Les calculs conduisent à un maximum de contraintes (situé au niveau du tube faisceau) de 56 MPa (à 1,95 MV/m). Cette valeur est donc comprise entre la limite "américaine" et la limite élastique. Néanmoins, le problème est surtout lié à la finesse de ce tube tel qu'il a été pris en

compte, soit 0,3 mm d'épaisseur, valeur ramenée à 1 mm depuis. Hors du tube faisceau, les contraintes sont négligeables.

Les fréquences de vibration propres relatives à ce tube de glissement ont aussi été déterminées afin de parer à toute résonance avec des sources parasites comme les pompes du circuit de refroidissement [19].

	Premier tube de glissement		Dernier tube de glissement	
	1,05 MV/m	1,95 MV/m	1,75 MV/m	1,95 MV/m
Dépôt de puissance (avec tige support)	1868 W	6444 W	6423 W	7975 W
ΔT maximum côté corps	$\approx 4,5^\circ\text{C}$	$\approx 15,5^\circ\text{C}$	$\approx 14,5^\circ\text{C}$	$\approx 18,5^\circ\text{C}$
ΔT maximum côté capot	$5,4^\circ\text{C}$	$18,8^\circ\text{C}$	$17,3^\circ\text{C}$	$21,5^\circ\text{C}$
ΔT maximum sur la tige support	$2,9^\circ\text{C}$	$10,1^\circ\text{C}$	$7,4^\circ\text{C}$	$9,1^\circ\text{C}$
Déplacement vertical de l'axe (par rapport au point de maintien)	$\approx -2 \mu\text{m}$	$\approx -7 \mu\text{m}$	$\approx -6 \mu\text{m}$	$\approx -7 \mu\text{m}$
Déplacement vertical de l'axe (par rapport à la fixation de la tige support)	$8 \mu\text{m}$	$29 \mu\text{m}$	$24 \mu\text{m}$	$30 \mu\text{m}$

tableau IV-19 - Caractéristiques thermo-mécaniques du tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

Cette même étude a été intégralement effectuée pour le dernier tube de glissement du DTL de 6 mètres. Les dépôts de puissance, du fait du champ supérieur en fin de DTL et de la surface plus grande de ce tube de glissement, sont plus importants, mais le fait que ce dernier tube soit le plus massif et que l'espace réservé à l'aimant soit identique favorise la conduction et l'évacuation de la chaleur. De ce fait, les résultats thermo-mécaniques sont comparables (tableau IV-19).

Outre les inconvénients techniques de ce modèle liés à sa fabrication, qui seront étudiés plus en détail dans le Chapitre V, le concept lui-même présente quelques désavantages. Tout d'abord, tout espace libre dans le tube de glissement est doublement perdu, puisqu'il ne participe ni au refroidissement ni aux performances magnétiques du quadripôle. Mais surtout, le refroidissement du tube de glissement ne s'effectuant que par la couronne extérieure, n'est pas homogène; un gradient de température radial apparaît, avec un maximum à proximité de l'axe faisceau. La prépondérance de la conduction nécessite d'avoir les parois du tube les plus épaisses possibles pour limiter ce gradient de température, au détriment de l'aimant (en particulier, il a fallu supprimer les "becs de culasse" de l'aimant pour favoriser la conduction, ce qui en retour impose une culasse plus épaisse au détriment du bobinage).

Par ailleurs, le développement en parallèle du tube de glissement et de l'aimant, qui a abouti à finaliser le premier avant que la conception du second ne soit arrêtée, a imposé des modifications importantes de la conception proposée par AES qui, sans rendre les études thermo-mécaniques américaines obsolètes, limite toutefois leur validité. On a déjà mentionné le fait que le tube faisceau a été épaissi, passant de 0,3 à 1 mm, mais cette modification était positive. Beaucoup moins positif est le passage du diamètre externe de l'aimant de 120 mm (étude AES) à 140 mm (quadripôle final). Ce changement de diamètre a donc nécessité de modifier le modèle AES pour aboutir à un tube de glissement de 170 mm de diamètre externe au lieu de 158,4 mm. La conduction étant prépondérante dans ce concept, ce changement ne peut avoir que des conséquences néfastes puisqu'il éloigne les canaux de refroidissement de l'axe faisceau.

Le troisième tube de glissement, qui ne contient pas d'aimant, est réalisé suivant la même conception car, comme on va le voir, le deuxième modèle, beaucoup plus expérimental et innovant, nécessite un aimant (ou un objet analogue) pour délimiter la circulation du liquide de refroidissement.

IV.3.2. Tube de glissement pour aimant à conducteur plein

Comme on l'a déjà mentionné, le modèle conventionnel développé par AES a pour double inconvénient de séparer deux objets qui sont pourtant fortement imbriqués, le tube de glissement et son aimant, engendrant des pertes d'espace déjà fortement réduit, et de limiter le refroidissement à la périphérie en s'appuyant sur la conduction du cuivre. Afin de chercher à contourner ces deux contraintes, une solution originale est développée au SACM, qui permet de maximiser l'espace utile dans le tube de glissement, de simplifier la fabrication de l'ensemble aimant + tube de glissement, de réduire la puissance électrique de l'aimant (à gradient constant), et d'homogénéiser le refroidissement.

Par ailleurs, le conducteur creux a pour désavantages majeurs, d'une part, de ne pas permettre l'optimisation du coefficient de foisonnement, et, d'autre part, des pertes de charge importantes. Partant de cette double constatation, une solution à conducteur plein a donc été recherchée (voir IV.2.5.1.2). Initialement, on souhaitait canaliser le flux destiné au refroidissement des bobines de manière stricte, ce qui s'avère extrêmement complexe. L'idée suivante consiste à baigner l'ensemble de l'aimant, culasse incluse, dans le liquide de refroidissement, ce qui a pour avantage d'assurer avec un unique circuit le refroidissement des conducteurs de l'aimant et des parois du tube de glissement. Un inconvénient est la présence d'une couche d'isolant électrique (donc thermique) entre l'eau et le cuivre. Mais l'épaisseur très faible de cet isolant n'engendre pas de gradient significatif.

Afin d'assurer un bon refroidissement des conducteurs, en particulier de la couche inférieure, il est nécessaire de maximiser la surface d'échange. Il faut donc caler les conducteurs de façon à ménager un espace entre chaque couche et chaque rangée successives. La solution technique a été développée conjointement avec l'industriel chargé de la réalisation des aimants. Elle consiste à insérer des cales cruciformes (en epoxy, mais un autre matériau, plus résistant à la corrosion / érosion de l'eau et aux rayonnements ionisants devrait y être substitué) entre les rangées. Elles assurent l'espacement dans les deux dimensions (couches et rangées), et leurs petites dimensions n'entravent pas la circulation de fluide entre les conducteurs. Le bobinage s'en trouve bien sûr compliqué.

La tige support se compose dans ce cas de deux tubes concentriques, un tube épais (3,5 mm) à l'extérieur et un tube mince (1 mm) à l'intérieur. Le tube extérieur vient se souder sur le corps du tube de glissement, tandis que le tube interne vient, comme l'impose la circulation hydraulique, se bloquer contre la culasse de l'aimant par l'intermédiaire d'une rondelle à section conique. Entre les deux tubes concentriques circule l'arrivée d'eau, et dans le tube intérieur le retour d'eau assure dans le même temps le refroidissement des arrivées de courant. Afin d'assurer une parfaite symétrie des cellules de la maquette, les dimensions externes de la tige support sont identiques, mais il est bien évident que la suppression d'un tube et les dimensions plus faibles des conducteurs permettent d'envisager une tige support de diamètre plus faible.

Le tube de glissement lui-même ne se compose que de deux éléments soudés (un corps et un capot). La tige support vient se souder sans pièce intermédiaire.

Cette simplicité technique tient à la méthode de refroidissement utilisée, présentée sur la figure IV-65. La photo présente l'aimant inséré dans le corps du tube de glissement, le tube intérieur de la tige support en place. Le tube extérieur et le capot du tube de glissement n'apparaissent pas. L'eau arrive donc par la tige support (1) puis, rencontrant la culasse de l'aimant, est forcée de circuler entre celle-ci et le tube de glissement (2). Pendant cette étape, l'eau refroidit la portion cylindrique extérieure du tube de glissement. Le flux divisé est reconstitué

dans la partie basse et traverse la culasse de l'aimant par un trou prévu à cet effet (3). Ensuite, il se divise à nouveau pour contourner les pôles inférieurs (4) puis supérieurs (5). Pendant ces deux étapes, l'eau est à la fois au contact des conducteurs et des parois (corps et capot) du tube de glissement. Enfin le flux est évacué par le tube intérieur de la tige support (6), assurant dans cette dernière phase le refroidissement des conducteurs.

Le circuit de refroidissement a été conçu sur la base d'une circulation d'eau à 5 m/s maximum pour se trouver en régime hydraulique turbulent (qui permet de maximiser le coefficient d'échange par convection). Les sections rencontrées par le fluide sont autant que possible gardées constantes, afin que la vitesse du fluide (et donc le coefficient d'échange thermique) ne varie pas trop. Néanmoins, compte tenu de la complexité de la circulation, cette conservation de la section hydraulique est difficile.

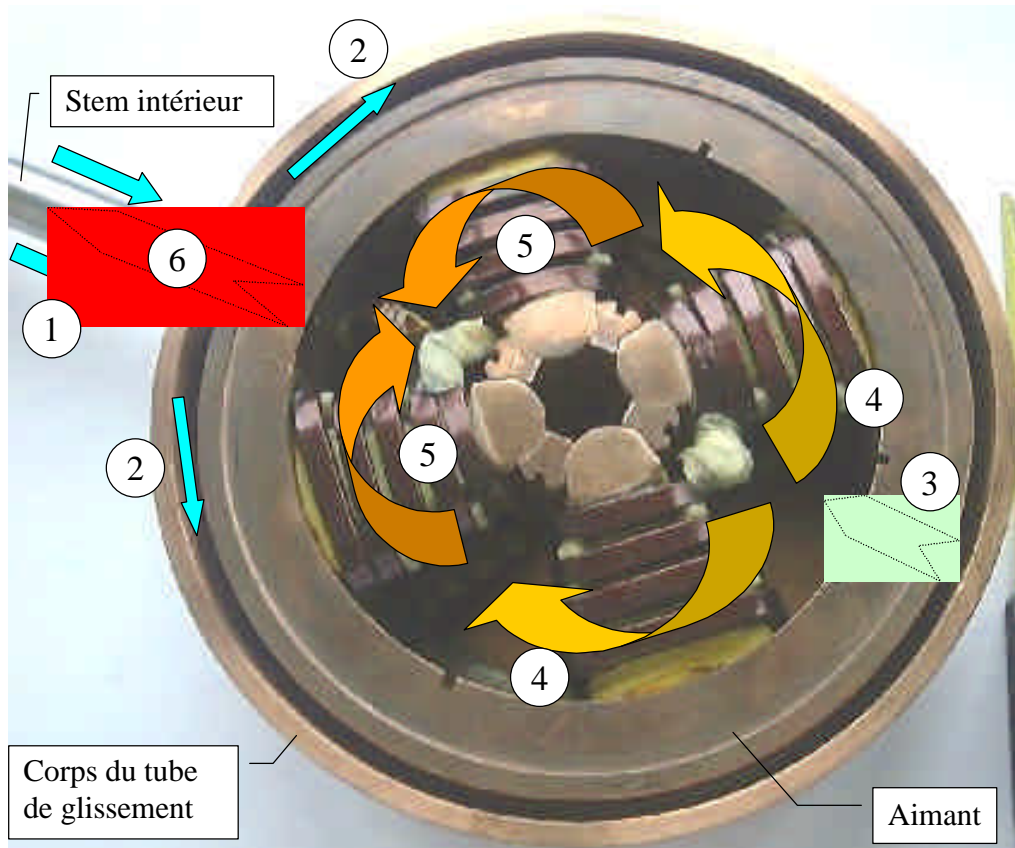


figure IV-65 - circulation hydraulique autour de l'aimant.

Il apparaît nettement sur la figure IV-65 que les zones de bobinage vides situées entre les pôles présentent un volume nettement plus important que toutes les autres rencontrées par le fluide de refroidissement. Aussi, afin d'éviter une chute de vitesse importante, et d'assurer une circulation forcée sur toute portion du bobinage, des éléments de guidage hydraulique ont été conçus pour le passage de l'étape (3) à l'étape (4). Différents types de pièces ont été réalisées afin d'en étudier l'efficacité comparée. De la même manière, une pièce spéciale dite "pompe d'arrosage" a été conçue pour assurer le passage de l'étape (3) à l'étape (4) en répartissant de manière homogène le flux.

La circulation hydraulique n'est convenablement assurée que dans la mesure où l'étanchéité au niveau du contact entre la culasse de l'aimant et les parois du tube de glissement d'une part, et du contact entre le tube intérieur de la tige support et la culasse de l'aimant d'autre part est adéquate. Adéquat signifie ici que les fuites sont négligeables (de l'ordre de 1%) par rapport au flux, une étanchéité absolue n'ayant pas d'intérêt particulier. Pour le premier point, l'étanchéité

n'est assurée que par le plaquage de l'aimant sur la paroi au moyen de la rondelle ressort (et par la rondelle ressort elle-même de l'autre côté). Au niveau de la fixation du tube intérieur de la tige support sur la culasse de l'aimant, l'étanchéité est obtenue, de manière peu satisfaisante il faut en convenir, par collage (même une brasure basse température est proscrite afin d'éviter toute détérioration des propriétés de l'aimant).

Les perçages de culasse au niveau des points 3 et 6 ont fait l'objet d'une optimisation magnétique. La saturation à ce niveau est le facteur limitant le diamètre de ces trous. L'utilisation de Permendur et non de fer doux, ou l'épaississement de la culasse, permettrait de percer des trous de plus fort diamètre; celui actuellement utilisé est de 12 mm, alors que des trous de 19,5 mm seraient nécessaire si l'on voulait conserver la section hydraulique de 300 mm² qui sert de base pour toutes les sections.

La circulation hydraulique autour des fils, particulièrement complexe et difficile à simuler, a été optimisée de manière à ce que l'eau soit en contact avec un maximum de surfaces chaudes (parois du tube de glissement et conducteurs). Une simulation informatique sous *I-DEAS* a été tentée en collaboration avec l'IPN d'Orsay, mais elle s'est avérée beaucoup trop compliquée et a été abandonnée. Des tests expérimentaux incluant des mesures de vélocimétrie hydraulique ont également été envisagés avec le CEN Grenoble, mais, pour des raisons de coût et de calendrier, il leur a été substitué un test thermique plus simple dont les résultats sont présentés au Chapitre VI.

En l'absence de simulation rigoureuse, il n'est possible d'avoir qu'une approche principalement qualitative des performances de ce tube de glissement, en se basant sur les caractéristiques de son concurrent conçu par AES. Tout d'abord, sur le plan thermique, les résultats ne peuvent être que meilleurs: sauf au niveau de la culasse, toutes les surfaces du tube de glissement sont en contact avec l'eau. La convection forcée remplace la conduction comme phénomène physique dominant le refroidissement. De ce fait, la température de l'ensemble ne peut être que plus homogène et plus basse, puisque le débit est plus important. Le seul bémol concerne le cas où des zones restent "mortes" en termes de circulation hydraulique, c'est-à-dire avec des vitesses locales faibles, donc une eau stagnante évacuant peu de chaleur. Ce phénomène est principalement à craindre sous les conducteurs et dans les zones de bobinage situées entre les pôles où le volume est plus important. Les guides hydrauliques conçus doivent remédier à ce problème.

Sur le plan des dilatations, et en ignorant le problème des vibrations, du fait de la température plus homogène et plus basse les déplacements attendus sont plus faibles. Enfin, sur le plan mécanique, l'absence de gradient de température significatif limite les contraintes d'ordre thermique, mais le caractère moins massif du tube de glissement, et en particulier la finesse relative des parois le rend plus vulnérable aux déformations issues de la pression (eau et vide) et de la force du ressort.

Un soin particulier a été porté aux problèmes de corrosion électrochimique. La mise en contact de deux métaux différents (ici fer et cuivre) dans une circulation d'eau (même déionisée) est une source de corrosion galvanique. Il a donc été décidé de cuivrer l'aimant afin qu'un seul type de métal subsiste en contact avec l'eau. De ce fait, toute corrosion galvanique est éliminée et seuls subsistent les problèmes de corrosion par les gaz dissous dans l'eau et d'érosion (la fine couche d'oxyde de cuivre qui se forme en surface est arrachée par la vitesse du fluide, hautement turbulent, et ne protège pas le métal). L'épaisseur de cuivrage utilisée serait insuffisante pour les 20 ans de durée de vie demandés [18], mais un cuivrage plus épais est tout à fait envisageable. Un argument avancé contre ce modèle consiste à le suspecter d'être plus fragile dans le temps vis-à-vis de la corrosion / érosion que son homologue destiné à l'aimant à conducteur creux, en raison de ses parois plus mince. Cette argument ne tient pas: les parois du canal de refroidissement du tube de glissement conçu par AES ne sont pas plus épaisses que

les parois séparant l'eau du vide dans ce deuxième modèle de tube de glissement, et les conducteurs creux sont même localement encore plus fins.

Le positionnement précis de l'aimant est assuré de la même manière que pour l'autre modèle de tube de glissement; néanmoins, une rondelle Belleville en cuivre béryllium est substituée à la rondelle ressort, car elle permet d'assurer un certain degré d'étanchéité tout en appliquant une force identique (700 N).

Il faut aussi réfléchir à la possibilité d'extrapoler cette conception à des tubes de glissement plus long. Rien ne semble s'y opposer: si l'on garde constante la taille de l'aimant, il est tout à fait possible d'épaissir les parois de cuivre du tube de glissement pour garder la circulation de fluide identique. Le seul inconvénient est que cette surépaisseur de cuivre va induire un gradient thermique, qui sera toutefois plus faible que pour l'autre modèle de tube de glissement étant donnée la section transverse de conduction.

IV.3.3. Comparaison

Les deux modèles de tube de glissement possèdent chacun quelques avantages et inconvénient, mais le second modèle, destiné à l'aimant à conducteur plein, semble a priori le plus prometteur.

Le premier tube de glissement a pour lui une plus grande rigidité, et certainement le grand avantage d'avoir déjà été mis en service dans des conditions un peu différentes.

Néanmoins, les arguments thermiques, magnétiques, techniques (simplicité de réalisation) et de coût plaident en faveur du tube de glissement pour aimant à conducteur plein. Son caractère novateur peut inquiéter, sa fiabilité à long terme doit être prouvée, et des études supplémentaires de corrosion et d'érosion peuvent être conduites, mais ces arguments ne disqualifient en rien cette nouvelle conception.

IV.4 Conception mécanique de l'enceinte

IV.4.1. Généralités

IV.4.1.1 Introduction

La construction d'une enceinte pour un DTL de puissance n'est pas aussi triviale que sa forme cylindrique peut le laisser supposer. Aux mêmes problèmes qui s'appliquent aux tubes de glissement (vide, contraintes liées à la HF, contraintes thermiques) s'ajoute le problème de la dimension (6 mètres) qui a des implications majeures, comme on va le voir, en termes de réalisation technique.

La conception d'une telle machine doit s'attacher à respecter des contraintes fixées en termes de vide (ce qui inclut le pompage, l'étanchéité et les préparations de surface) et contribuer à maximiser le facteur Q et l'impédance shunt en assurant une conductivité et des contacts électriques optimaux. Les choix doivent prendre en considération la faisabilité des procédés de fabrication (point où la taille de la machine prend une importance déterminante). Enfin, il faut garder à l'esprit lors de la conception deux points importants dans l'optique d'une machine "industrielle": les problèmes de manutention, d'accessibilité, et d'autre part son coût en termes d'investissement mais aussi d'opération.

De la géométrie cylindrique et des impératifs d'ultravide découlent naturellement les principes de conception suivants.

- ✓ Virole de fine épaisseur roulée, soudée. Une alternative est un tube ou un cylindre percé et usiné, ce qui est non seulement coûteux mais techniquement problématique sur 6 mètres.

- ✓ Tubes de glissement rapportés sur une platine rectangulaire, cette platine étant fixée sur l'enceinte par l'intermédiaire d'une bride. Les possibilités envisagées seront étudiées en IV.4.4.
- ✓ Etanchéité possible par joints métalliques. L'intérêt des joints métalliques sera exposé en IV.5.
- ✓ Piquages rapportés par soudures pour les différents sous-ensembles.

Il reste à déterminer le matériau de l'enceinte et les cotes satisfaisant les impératifs thermo-mécaniques.

Le premier choix, qui conditionne la suite de la conception, est relatif au matériau. Celui-ci doit posséder les caractéristiques suivantes:

- excellente conductivité électrique, ceci afin de minimiser les pertes HF;
- bonne tenue mécanique et faible coefficient de dilatation pour éviter les désaccords en fréquence liés aux déformations de la cavité;
- bonne conductivité thermique, dans le but de minimiser les gradients et échauffements (la chaleur augmentant la résistivité) et donc les contraintes;
- compatibilité avec l'ultravide (faibles désorption et perméation);
- bonne soudabilité et usinabilité.

Pour la conductivité électrique, seuls le cuivre et l'argent ont des caractéristiques satisfaisantes, et l'utilisation de tout autre matériau constitutif impose un dépôt de l'un de ces métaux sur toute surface exposée à l'onde hyperfréquence. L'argent est exclu par les problèmes de multipactor qu'il engendre.

Pendant longtemps, les structures de type Alvarez ont été fabriquées en acier au carbone cuivré, combinant la résistance mécanique du premier avec l'excellente conductivité électrique du second. Néanmoins toutes ces machines opéraient à relativement faible cycle utile, et la charge thermique sur les parois était faible, et le vide spécifié moins contraignant.

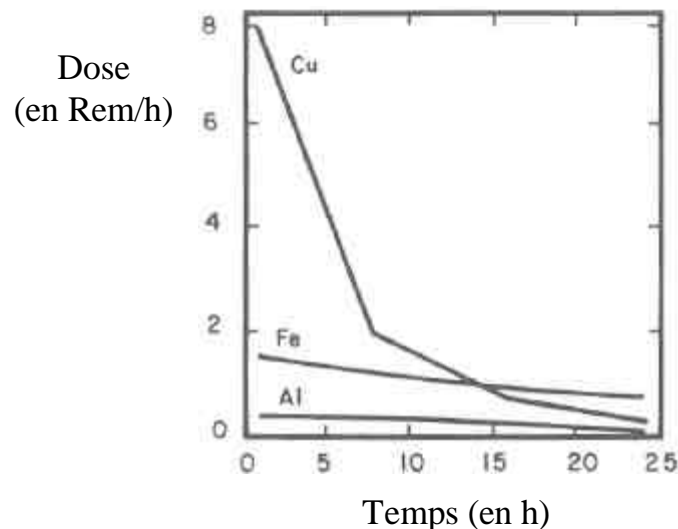


figure IV-66 - Doses reçues à 1 m provenant de produits activés par exposition pendant 8 heures à un faisceau de protons de 50 MeV [22].

Dans le cas des accélérateurs de puissance en continu, le problème change radicalement. Le refroidissement devient un problème critique. Par ailleurs, dans l'optique des problèmes de

maintenance, l'activation des structures est à prendre en compte: l'activation résiduelle (figure IV-66) est le facteur qui déterminera les temps minimums avant toute intervention sur la machine.

Le tableau IV-20 résume les caractéristiques des principaux matériaux considérés.

IV.4.1.2 Le cuivre [23-24]

Le cuivre a pour avantage sa forte conductivité électrique (que seule dépasse celle de l'argent). En conséquence, tous les autres métaux utilisés pour une cavité HF doivent être cuivrés sur leur face exposée à l'onde électromagnétique, opération qui peut s'avérer coûteuse et délicate, et qui de toute façon est moins favorable en conductivité absolue que du cuivre pur massif. Le cuivre a également pour lui sa conductivité thermique très élevée; son coefficient de dilatation est comparable à celui des aciers.

Le cuivre présente toutefois des inconvénients. Tout d'abord, sa température de recuit, au-delà de laquelle il perd sa tenue mécanique et sa dureté, est très basse (figure IV-67). Ceci pose des problèmes importants en cas d'utilisation de joints métalliques pour le vide; de même, les possibilités d'étuvage sont sévèrement limitées par cette propriété. D'un autre côté, l'érouissage des cuivres purs fait chuter la conductivité électrique de 3% environ.

Par ailleurs, le cuivre est lourd et présente un taux de décroissance radioactive défavorable comparé au fer et à l'aluminium.

Dureté Brinell
(à température ambiante)

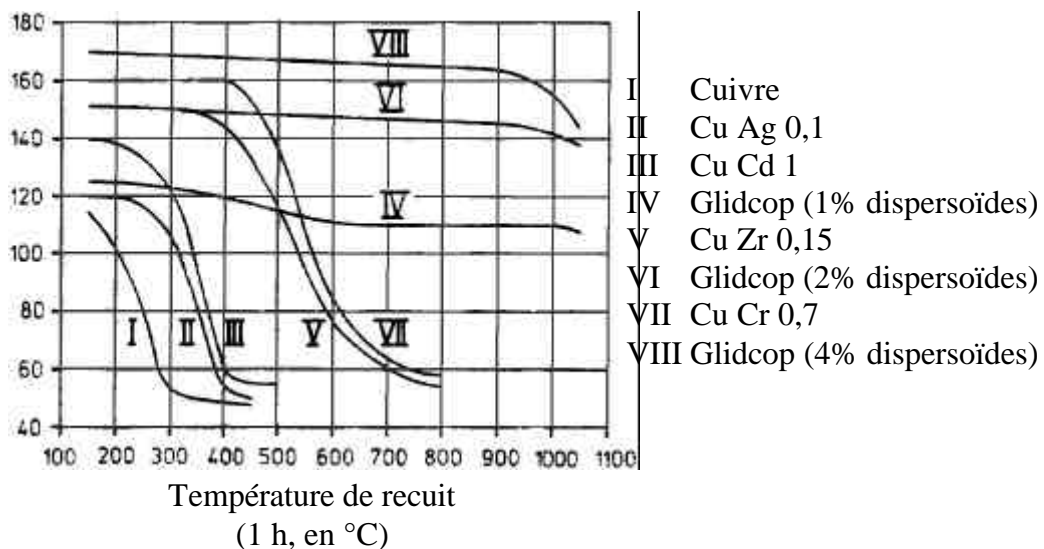


figure IV-67 - Evolution de la dureté du cuivre et de ses alliages avec la température [23].

	Conductivité électrique à 20°C (en %IACS*)	Conductivité thermique à 20°C en W/(m.K)	Masse volumique (en T/m ³)	Module d'élasticité longitudinal (en Gpa)	Dureté†	Limite élastique à 0,2% (en MPa)	Coefficient de dilatation linéaire (25-100°C) (en 10 ⁻⁶ /K)
Cuivre Cu-c1	100 (E: 97)	400	8,94	120	E: 110 R: 50	E: 320 R: 70	16,8
Cuivre Cu-c2	101	400	8,94	120			16,8
Cuivre Cu-b2	85 à 98	335 à 389	8,94	120			16,8
Cuivre argent OFS ISO431	100	400					
Cuivre chrome zirconium CC102 (état revenu)	75 à 85	301 à 343	8,9	137,3 à 157	E: 140	320	18
Cuivre béryllium Cu Be 1,7 (état revenu)	22 à 30	109 à 130	8,25	132	E: 215 à 255 R: 90 à 130	1138 à 1413	18
Laiton Cu Zn 5 (état R)	56	234	8,86	127,5	45 à 90	100 à 120	18,1
Glidcop® C15715 LOX	92	365	8,90	130		488	16,6
Glidcop® C15725	79	344	8,86	130	165	480	16,6
Aluminium 2219	R: 45 D: 27 à 29	R: 172 D: 113 à 121	2,84	73	D: 100 à 130	R: 76 D: 186 à 395	22,5
Aluminium 5086	31	126	2,66	71	R: 28 E: 40 à 50	R: 115 E: 130 à 255	23,8
Aluminium 6061	R: 46 D: 40 à 43	R: 180 D: 153 à 167	2,70	69	R: 30 D: 55	R: 55 D: 145 à 276	23,6
Acier [S235]	9	54	7,825	212	100	235	10,0
Acier inoxydable 1.4404 (316L)	2,3	15	7,9	200	215	220 à 240	16,0
Acier inoxydable 1.4406 (316LN)	2,3	15	7,9	200	250	280 à 300	16,0
Acier inoxydable 1.4306 ou 7 (304L)	2,35	15	8,0	200	215	200 à 220	16,0
Acier inoxydable 1.4311 (304LN)	2,35	15	8,0	200	250	270 à 290	16,0
Invar 36® (Fe 63%, Ni 36%)	2,10	10,15	8,05	148 (R: 141)	226 (R: 121)	679 (R: 276)	1,3

tableau IV-20 - Propriétés générales de quelques matériaux de construction.

Légendes:

E: écroui; R: recuit; D: durci thermiquement

* IACS: résistivité $\rho=1,7241 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$, conductivité $\gamma=58 \text{ MS/m}$.

† Duretés Brinell ($10D^2$) ou Vickers, qui sont sensiblement équivalentes dans cette gamme de valeurs et pour ces types de matériaux.

Le cuivre existe en plusieurs variantes selon les taux de pureté. Le cuivre pur, coulé sous vide (ce qui est indispensable pour la compatibilité vide), et désoxydé au phosphore, se décline en deux variantes de puretés différentes: Cu c1 et Cu c2*. Le deuxième est couramment utilisé en cryogénie, mais pour des applications à température ambiante un cuivre Cu c1 est nettement suffisant (différence de 1% sur la conductivité). Le cuivre OFS (pas de norme AFNOR) est, comme les variantes c1 et c2, exempt d'oxygène, mais il incorpore 0,01 à 0,25% d'argent. Cet alliage possède un avantage notable sur le cuivre pur: sa température d'adoucissement est augmentée de 150°C. Par ailleurs, ses propriétés physiques et mécaniques sont identiques à celles du cuivre à partir duquel il est fondu.

Du fait de la conductivité thermique très élevée de ce matériau, le soudage du cuivre nécessite d'importantes sources de chaleur. Inversement, cette forte conductivité thermique est avantageuse dans la mesure où elle diminue les gradients thermiques et donc les déformations et contraintes. Sa dilatabilité est également un inconvénient majeur. Sa grande aptitude à dissoudre l'oxygène à chaud (entraînant des risques de fragilisation) implique de protéger le métal fondu par un gaz neutre, ou de souder sous vide. Le cuivre doit être désoxydé avant d'être soudé. Soudures TIG et par bombardement électronique s'imposent donc.

Noter que le cuivre au phosphore (série Cu b2, sans oxygène) possède des propriétés de soudabilité nettement améliorées. Malheureusement, les conductivités thermiques et électriques sont affectées négativement, dans une proportion typique de 15% (85% IACS); cette dégradation varie avec la proportion de phosphore dans l'alliage. Un alliage de cuivre Cu b2 à faible teneur en phosphore peut atteindre des conductivités de 96% IACS (Cu b2 avec 50 à 120 ppm de phosphore) ou même 100% (Cu b2 avec 20 à 50 ppm de phosphore); un tel Cu b2 peut donc être intéressant, d'autant que la température de recuit est également augmentée de 100 à 120°C.

Par ailleurs, la faible résistivité électrique du cuivre rend son usinage par électroérosion problématique (usure équivalente de l'électrode et du corps à usiner), en particulier pour des fortes épaisseurs. De manière générale, l'usinage du cuivre pur ou faiblement allié est difficile.

Il existe d'autres alliages de cuivre possédant des propriétés mécaniques améliorées au détriment de leurs conductivités thermique et électrique: les cuivre-chrome, cuivre-chrome-zirconium et cuivre-zirconium. Malheureusement, tout gain sur les propriétés mécaniques se fait au détriment de la conductivité électrique.

Un cuivre très particulier est le cuivre à dispersoïdes (incorporant des inclusions de très fines particules d'alumine), qui ne commence à s'adoucir qu'au delà de 800°C, et dont la limite élastique est supérieure de 50% à celle du cuivre pur. Ce matériau est un développement relativement récent faisant intervenir la métallurgie des poudres (frittage), généralement connu sous le nom de Glidcop® (marque déposée de la firme américaine OMG America, ex-SCM Products). Il se décline lui-même en trois variantes, Al-15, Al-25 et Al-60, différant entre elles par le taux d'inclusions, ce qui en retour influe sur leurs propriétés. Plus les inclusions sont rares, meilleure sont les propriétés de conductivité; seul est donc vraiment intéressant l'Al-15. Le Glicop® existe pour chacune des variantes sous une forme "Low Oxygen (Lox)", dans laquelle la teneur en oxygène est limitée par addition de bore.

En termes de conductivité électrique, les meilleurs Glicop® sont 8% inférieurs au cuivre Cu c1. Il est toutefois envisageable de "cuivrer" la surface interne du matériau.

Le Glicop® est donc une variante de cuivre extrêmement intéressante, qui autorise brasage et étuvage et donc permet des assemblages mécaniques plus simples et plus rigides.

* Les normes utilisées dans ce chapitre pour les matériaux sont les normes AFNOR les plus récentes; quand d'autres normes (généralement, américaine) sont plus utilisées, celles-ci figurent entre parenthèses.

L'inconvénient est double: le Glicop® est dix fois plus cher que le cuivre Cu c1, pour une conductivité plus basse [25].

IV.4.1.3 L'aluminium [26-27]

L'aluminium pur (série 1000) est un métal trop mou pour être utilisé dans la construction de telles enceintes; dans le domaine des accélérateurs, il n'est guère utilisé que pour la fabrication de joints. En revanche, les alliages d'aluminium (séries 2000 à 8000), plus rigides, possèdent des qualités intéressantes. Ce sont de bons conducteurs thermiques et électriques (quoique inférieurs au cuivre). Ils sont légers et bon marché, s'usinent bien. De plus, l'aluminium possède une activation résiduelle nettement inférieure à celle des composés cuivrés ou ferreux (figure IV-66).

L'aluminium (et ses alliages) a cependant quelques inconvénients. Tout d'abord, il est sensible à la corrosion. Exposé à l'air, l'aluminium se couvre immédiatement d'une fine couche d'oxyde de 5 à 10 nm d'épaisseur qui le protège de toute corrosion supplémentaire dans des milieux dont le pH est compris entre 6 et 8. Mais si ce film d'oxyde est enlevé, la surface sera corrodée même par de l'eau désionisée. De ce fait, on considère que le flux de liquide de refroidissement doit être limité à environ 3 m/s. Ensuite, les procédés de cuivrage sont moins établis que ceux de l'acier, et font généralement appel à des solutions contenant du zinc, certes en quantités faibles, mais néfastes en termes de vide. Surtout, les alliages d'aluminium sont difficiles à souder, notamment avec d'autres matériaux. Enfin, le coefficient de dilatation de l'aluminium est moins bon que celui du cuivre et des aciers, ce qui contrebalance négativement son avantage en conductivité thermique.

Comme le cuivre, l'aluminium a les avantages et inconvénients d'avoir une bonne conductivité thermique, en particulier en termes de soudure. Son module d'élasticité faible engendre peu de contraintes résiduelles après soudure. Mais, plus encore que le cuivre, l'affinité chimique de l'aluminium pour l'oxygène (formation d'alumine) implique de protéger la surface à souder et de désoxyder la surface avant soudage. Son aptitude à dissoudre l'hydrogène à chaud impose d'éliminer les sources de cet élément afin d'éviter les soufflures. Mais la principale faiblesse de l'aluminium vis-à-vis du soudage est son extrême sensibilité à la fissuration à chaud.

Les propriétés des alliages d'aluminium vis-à-vis des procédés de soudage varient énormément selon les séries. La série 2000 (alliage contenant du cuivre) est particulièrement sensible aux fissurations, à l'exception de la nuance 2219. Les séries 5000 (alliages au magnésium) et 6000 (alliages au magnésium et silicium) sont les plus facilement soudables. Le procédé de soudage le plus couramment utilisé est le soudage à l'arc sous gaz inerte (TIG); le procédé idéal (du fait de l'atmosphère sous vide) est le soudage par faisceau d'électrons.

IV.4.1.4 Les alliages ferreux

IV.4.1.4.1 Acier inoxydable [28]

L'acier inoxydable a pour avantage sa bonne usinabilité, son excellente soudabilité (et son aptitude au brasage), sa tenue mécanique, sa résistance à la corrosion. Il est idéal pour le vide et communément utilisé pour les accessoires liés à celui-ci. Néanmoins, les aciers inoxydables non forgés, élaborés dans des fours à hydrogène, nécessitent des traitements thermiques préalables pour désorber l'hydrogène inclus. Etant très commun, c'est de plus un matériau bon marché.

En revanche, l'acier inoxydable est relativement dense (donc lourd). Mais surtout, c'est un exécrationnel conducteur électrique, ce qui impose de cuivrer toute partie en acier inoxydable exposée à l'onde HF; ceci n'est pas une contrainte insurmontable compte tenu du fait que les techniques de cuivrage de l'acier inoxydable sont bien connues. Mais surtout, l'acier inoxydable est un très mauvais conducteur thermique, ce qui, dans le cadre des accélérateurs de fort

courant, est un défaut rédhibitoire. De ce fait, il est pratiquement inéligible pour la fabrication des parties exposées aux plus fortes puissance, en particulier les tubes de glissement. Son utilisation impose un système de refroidissement au moins quatre à cinq fois plus dense que pour une enceinte en aluminium ou en cuivre.

IV.4.1.4.2 Acier au carbone

Les avantages de l'acier au carbone sont assez semblables à ceux de l'acier inoxydable: excellente tenue mécanique, usinabilité et soudabilité, aptitude au brasage. Etant plus commun, il est encore moins cher. Sa compatibilité avec le vide est plus discutable. Elle dépend fortement des procédés d'élaboration. L'acier présente un taux de perméation supérieur aux autres matériaux considérés ici. Par ailleurs, sa sensibilité à la corrosion rend les traitements de surface problématiques.

La conductivité thermique des aciers varie fortement selon les nuances. Dans le meilleur des cas, elle étant supérieure d'un facteur 3,5 environ à celle de l'acier inoxydable. La soudabilité de l'acier dépend également de sa qualité; le contrôle de l'élaboration du matériau est donc particulièrement critique. Il convient enfin de souligner les problèmes liés à la corrosion et au magnétisme.

IV.4.1.4.3 Invar [29]

On peut également considérer, pour l'élaboration d'une telle enceinte, des matériaux plus exotiques, possédant des caractéristiques particulières. Un représentant typique de cette catégorie est l'invar (nommé ainsi pour l'invariabilité de ses dimensions). Il s'agit d'un alliage ferro-nickel (40% de nickel environ) découvert à la fin du XIX^e siècle par le Suisse Charles-Edouard Guillaume (couronné d'un Prix Nobel de Physique en 1920), qui se caractérise par un coefficient de dilatation thermique très faible (environ 10 fois inférieur à celui des autres métaux à la température ambiante). Cette propriété particulière est liée à un effet magnétique, la magnétostriction en volume (variation volumique d'un matériau lors l'apparition d'un ordre magnétique).

L'avantage d'utiliser un tel matériau réside dans le contrôle des dimensions qu'il autorise par sa faible sensibilité aux variations de température. Les problèmes de déplacements par dilatation, de contraintes d'origine thermique, et de dérives en fréquence sont réduits d'un ordre de grandeur par rapport à un matériau "conventionnel". Evidemment, l'utilisation d'un tel matériau pose nombre de questions. Si la soudabilité des épaisseurs qui nous intéresse semble établie par le fait que cet alliage est couramment utilisé pour des coques de navires (méthaniers en particulier), la technique pertinente pour un accélérateur reste une interrogation. Surtout, le comportement de cet alliage vis-à-vis du vide, la possibilité de le cuivrer et sa sensibilité aux phénomènes magnétiques sont des questions majeures.

IV.4.1.5 Récapitulatif

Il convient de comparer les matériaux du point de vue de la soudabilité, du fonctionnement et du comportement au vide afin de déterminer le ou les plus adapté(s) pour la réalisation de l'enceinte (tableau IV-21).

Matériau	Avantages	Inconvénients
Cuivre	Conductivité électrique excellente Refroidissement bon marché	Coût de réalisation Mise en œuvre de la soudure difficile Radioactivité résiduelle forte
Aluminium	Bon marché Refroidissement raisonnable Poids faible Radioactivité résiduelle faible	Cuivrage indispensable Soudure relativement difficile Dilatation importante
Glidcop®	Refroidissement bon marché Bonne tenue mécanique Soudure plus aisée que le cuivre	Matériau TRES coûteux Cuivrage souhaitable Radioactivité résiduelle forte
Acier	Bon marché Tenue mécanique excellente Usinage et assemblage simples	Cuivrage indispensable Refroidissement coûteux et encombrant Soudabilité selon matériau Perméation importante
Inox	Bon marché Bonne tenue mécanique Excellente soudabilité Excellente compatibilité au vide	Conductivité thermique exécrable Cuivrage indispensable
Invar	Très faible dilatation Soudabilité avérée	Conductivité thermique exécrable Cuivrage indispensable Compatibilité ultravide inconnue Comportement magnétique à vérifier

tableau IV-21 - Comparaison qualitative des différents matériaux pour la réalisation d'une enceinte de DTL fort courant.

Le paramètre significatif de la difficulté de souder est certainement la conductivité thermique, car elle est représentative de l'inertie thermique de la pièce. En termes de fonctionnement (aspect thermique), où les dilatations sont le paramètre sensible, le rapport conductivité / coefficient de dilatation, symptomatique des déplacements et des contraintes mécaniques générés par le gradient thermique, est un critère de comparaison pertinent. Les matériaux mentionnés précédemment sont comparés sous ces critères quantitatifs dans le tableau IV-22, avec pour référence commune l'acier inoxydable.

On peut sur ces bases distinguer deux familles de matériaux. Le cuivre est le représentant typique de la première famille: excellent conducteur thermique, donc excellent pour le fonctionnement, mais subissant des contraintes importantes pendant la phase de soudage. L'aluminium se rattache à cette première famille sans être aussi avantageux que le cuivre, ce qui le disqualifie.

La deuxième famille se compose de l'acier et de l'inox, nettement moins favorable pour le fonctionnement mais tellement plus facile à souder. Pour cette famille, il est envisageable d'améliorer sensiblement les qualités en fonctionnement en utilisant, par exemple, une couche de cuivre.

	Cuivre	Aluminium	Acier	Inox	Invar
<u>Soudabilité</u>					
Conduction thermique (W/m)	400	180	54	15	10
Rapport avec l'inox	27 (Préchauffage)	12 (Préchauffage)	3,5	1	0,7
<u>Thermique</u>					
Rapport λ/a	24	8	5	1	8
Rapport avec l'inox	24	8	5	1	8
<u>Compatibilité ultravide</u>					
	Bonne	Bonne	Selon mode d'élaboration	Bonne	Inconnue

tableau IV-22 - Comparatif quantitative des matériaux envisagés pour l'enceinte du DTL.

Le caractère défavorable de la deuxième famille est néanmoins réduit par le fait que les contraintes et les déplacements générés lors du fonctionnement sont calculables puisque les dépôts de puissance sont connus, alors que le comportement à chaud des matériaux lors de la soudure dépend beaucoup de la mise en œuvre et est plus difficile à estimer.

L'invar se situe à mi-chemin entre ces deux familles. Il est moins avantageux que le cuivre en fonctionnement, ce qui, combiné à l'inconnu qu'il représente dans les autres domaines, n'est pas favorable. De même, l'aluminium ne présente guère d'intérêt, hormis pour des considérations de poids et de radioactivité résiduelle.

Le choix du matériau est aussi un choix de la difficulté. Choisir le cuivre place la difficulté dans la réalisation technique, alors que choisir un acier complique la conception, en particulier du refroidissement.

Pour la maquette et donc le futur DTL de 6 mètres, le choix s'est assez naturellement porté sur le cuivre. A condition de maîtriser la phase de réalisation, l'exploitation d'une telle machine est bien plus simple qu'avec tout autre matériau, le refroidissement est plus aisé. Néanmoins, comme on va le voir au Chapitre V, la réalisation de cette enceinte n'a pas abouti. Il a donc fallu se tourner vers un "deuxième choix", l'acier inoxydable, pour des raisons exactement inverses: la réalisation d'une telle cavité est bien plus aisée et moins coûteuse, la problématique devenant d'en contrôler le refroidissement.

La conception de ces deux enceintes est décrite dans les deux paragraphes qui suivent. Les aspects liés au vide et à l'interface entre les tubes de glissement et la cavité DTL sont traités à part (IV.5 et IV.4.4 respectivement).

IV.4.2. L'enceinte en cuivre

IV.4.2.1 Conception générale

Le choix du cuivre est motivé par les importantes charges thermiques appliquées sur la machine. L'avantage est double: diminuer le nombre d'étapes de fabrication en supprimant toute notion de cuivrage, et alléger le refroidissement. Néanmoins, le problème est reporté sur les soudures, aspect traité au Chapitre V. Il convient de noter que peu de machines ont été réalisées intégralement en cuivre à ce jour: le prototype de DTL pulsé japonais pour le projet BTA [30], et deux machines cryogéniques, le DTL du projet CWDD [21], jamais terminé, et celui du projet GTA [31].

L'enceinte en cuivre se compose de quatre entités distinctes bridées les unes aux autres: la virole cylindrique, les deux capots (ou flasques) d'extrémités, et la poutre supportant les tubes de glissement. Chacune de ces entités est refroidie par des canaux distincts et indépendants.

La poutre (le choix d'une telle structure est abordé en IV.4.4.3) est une pièce massive possédant une face de référence (face de la portée de joint qui repose sur l'enceinte) tolérancée vis-à-vis des faces de portée de joints relatives aux capots. Ainsi, la position des demi tubes de glissement d'extrémité est-elle bien établie vis-à-vis d'une face commune déterminant l'alignement des autres tubes de glissement.

Les capots sont également des pièces massives dans lesquels sont usinés les demi tubes de glissement des extrémités. Leur épaisseur est liée à la pression mais surtout au type de joints choisis (voir IV.5.1.3). Ces capots n'incorporent pas de demie tige support; cette omission est faite en connaissance de cause, en dépit du fait qu'elle induit des courants HF supplémentaires [2]. Les échauffements induits sont assez faciles à contrôler dans le cadre d'une enceinte en cuivre. Cette absence a pour objet de vérifier la validité du concept de soufflets en cuivre (voir 5.) et d'observer les conséquences en termes de champs sur l'axe (décalage en fréquence de résonance locale des deux cellules d'extrémité). Il est de plus assez simple de rapporter des demies tiges support si nécessaires. Un avantage en termes de fabrication est la symétrie circulaire de la pièce, qui permet sa réalisation au tour.

L'enceinte elle-même est la pièce centrale. Elle incorpore les différents piquages de diagnostics, le piquage destiné au pompage, celui pour le couplage HF. Une barre d'accord en fréquence, dispositif purement statique, est vissée sur la base de l'enceinte, qui sert également de support. L'enceinte est donc légèrement surdimensionnée de manière à résonner en fréquence un peu au-dessous de 352 MHz, et la barre d'accord doit être après mesures à basse puissance être mise aux dimensions permettant la résonance à la fréquence nominale. L'épaisseur de la tôle est 5 mm, ce qui est suffisant compte tenu des contraintes de pression.

Le maintien mécanique de l'enceinte est assuré par le bas. Ses dilatations sous l'effet de son échauffement et ceux des tiges support et tubes de glissement sont donc en sens inverse et doivent se compenser dans une certaine mesure.

IV.4.2.2 *Etude thermique et mécanique*

L'étude thermique et mécanique de l'enceinte en cuivre a été conduite à Grenoble par l'Institut des Sciences Nucléaires [32]. Cette étude inclue les problèmes de tenue en pression, de déformations et de refroidissement.

La pression admissible, compte tenu de la géométrie et de l'épaisseur, et en se basant sur le CODAP est de 3 bars.

Les déplacements liés à la thermique et à la pression sont de 70 μm au sommet de l'enceinte (35 μm au niveau de l'axe faisceau) en considérant une tenue par la base. Ces déplacements s'ajoutent à ceux du tube de glissement. On s'attend donc à un déplacement de 35 μm vers le haut des demi tubes d'extrémités, et de 6 μm (vers le haut également) des tubes de glissement pour aimant à conducteur creux. Le tube de glissement pour aimant à conducteur plein est placé, en puissance, quelque part entre ces deux extrêmes, étant donné son meilleur refroidissement (figure IV-68).

Le refroidissement est déterminé, comme pour les tubes de glissement, sur la base d'une vitesse de fluide de 5 m/s, mais avec une température de référence de 20°C. Dans cette hypothèse, les élévations de température entre l'eau et la paroi de l'enceinte sont limitées à 15°C maximum.

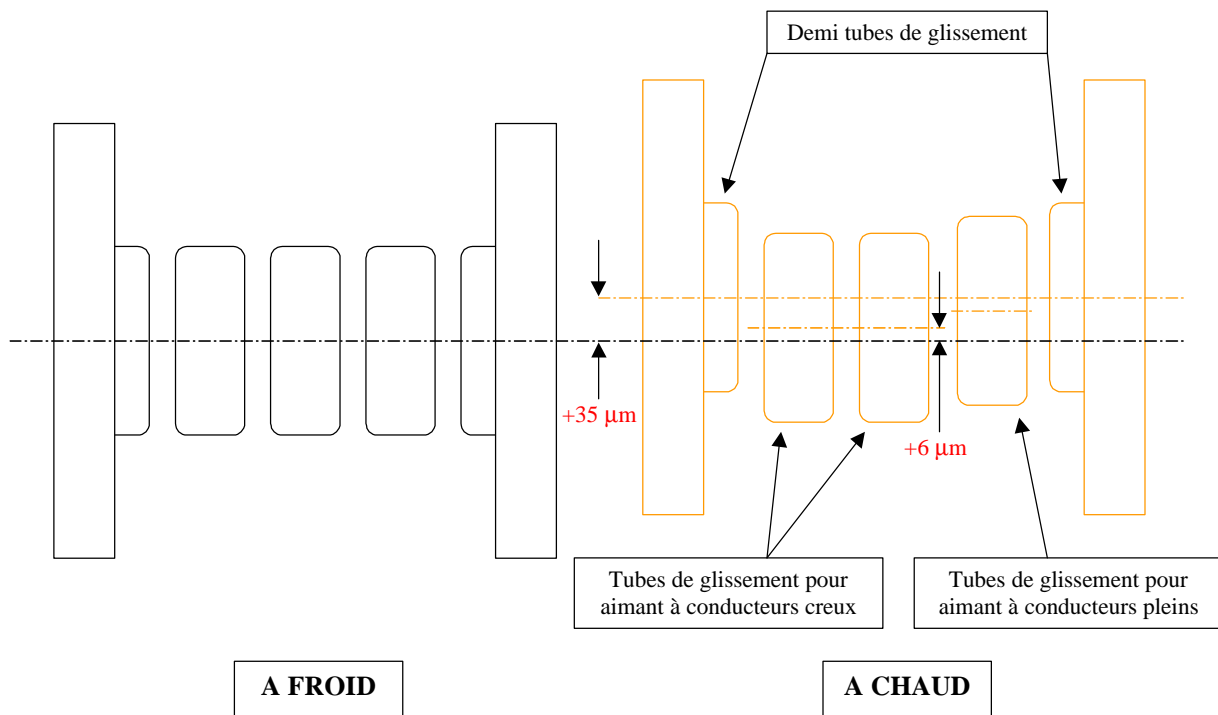


figure IV-68 - Déplacements d'axe des tubes de glissements entre l'état froid et l'état chaud pour la maquette en cuivre.

Le refroidissement de la maquette est assuré par trois circuits distincts (hors tubes de glissement) dans lesquels les pertes de charge sont de 1,8 bars maximum, et les échauffements de l'eau limités à 2°C entre l'entrée et la sortie. Sur l'enceinte, les tuyaux de refroidissement sont orientés dans le sens longitudinal, sauf sur toute la section angulaire du piquage HF où les tuyaux sont circonférentiels. Le débit total pour cette solution est 11,5 m³/h, dont près de 45% pour les aimants et tubes de glissement. Cette solution est en l'état extrapolable à un DTL de 6 mètres, même si les échauffements de l'eau entre entrée et sortie (qui sont dans le rapport des longueurs, soit environ 17) nécessitent alors la mise en parallèle de circuits longitudinaux.

IV.4.3. L'enceinte en acier inoxydable [33]

IV.4.3.1 Conception générale

Il convient de souligner le fait que la conception de la maquette DTL en acier inoxydable fait suite aux problèmes rencontrés lors de la réalisation du prototype en cuivre (décrits au chapitre suivant). Il reprend donc un bon nombre des caractéristiques de celui-ci, tout en incorporant des améliorations issues de l'expérience accumulée avec le premier prototype et des changements imposés par les propriétés de l'acier par rapport à celles du cuivre.

En particulier, la maquette en acier inoxydable utilise les mêmes capots et la même poutre que le prototype en cuivre, la réalisation de ces pièces ayant été menée à son terme. Seule la virole cylindrique a fait l'objet de corrections majeures.

Plus spécifiquement, le dispositif d'accord en fréquence a été supprimé pour simplifier le prototype. Afin de parer à toute éventualité, des calculs HF complémentaires en 2D et 3D ont été menés pour déterminer avec la plus grande précision possible l'influence des différentes perturbations bidimensionnelles (décrochements sur les brides de capots — voir paragraphe suivant) ou tridimensionnelles (piquages, grille de pompage, arrivée HF) sur la fréquence de résonance. Ces simulations ont permis de fixer avec précision le diamètre de la virole (voir annexe).

Une deuxième modification induite par le changement de matériau se situe au niveau des brides de capot. La résistance mécanique supérieure de l'acier par rapport au cuivre permet l'amincissement des parois (vis-à-vis de la pression mais surtout de la force de serrage imposée par les joints d'étanchéité), amincissement rendu nécessaire par les aspects thermiques. Ceci engendre un décrochement sur les parois d'extrémité, qui a pour conséquence majeure un déplacement de la fréquence de résonance des deux cellules d'extrémité. Cette perturbation s'ajoute à celle induite par l'absence de demies tiges support.

L'autre modification majeure concerne la grille de pompage; elle sera traitée en IV.5.2.1.

IV.4.3.2 Le refroidissement

Si pour un DTL en cuivre la réalisation est le point clé, pour une machine en acier inoxydable c'est le mode de refroidissement qui est critique. Si l'on cherche à maintenir constant l'espace entre les tubes de glissement, il est préférable que l'enceinte opère à basse température.

Plusieurs techniques de refroidissement ont été envisagées.

IV.4.3.2.1 Baigner l'enveloppe extérieure dans une circulation d'eau

L'avantage de cette méthode est évident: il n'y a pas de conduction transverse (azimutale). Le gradient de température ne dépend que de l'épaisseur de l'enceinte, qui est à l'origine d'une élévation de température de toute façon inévitable.

Cette solution se subdivise en deux selon que l'écoulement autour de l'enceinte est turbulent ou laminaire. Le premier cas est plus naturel car il procure un échange convectif plus important. Néanmoins, il conduit à des vitesses de circulation d'eau élevées, de fortes pertes de charge et augmente par conséquent la pression subie par l'enceinte. L'écoulement laminaire est performant si la surface d'échange est importante, ce qui est possible grâce à des structures relativement complexes et difficiles à dimensionner. Pour cette raison, cette option bien que très séduisante n'a pas été retenue, mais elle peut être envisagée. Elle pose par ailleurs des problèmes liés aux étanchéités vide-eau, et à la détection de fuite.

IV.4.3.2.2 Implanter des canaux de refroidissement

C'est la solution qui avait été retenue pour le prototype en cuivre, car la plus simple à mettre en œuvre. Les idées sont multiples (figure IV-69):

- ✓ braser des tuyaux sur l'extérieur de l'enceinte,
- ✓ souder des U en acier inoxydables sur la paroi extérieure,
- ✓ percer longitudinalement l'épaisseur de la virole.

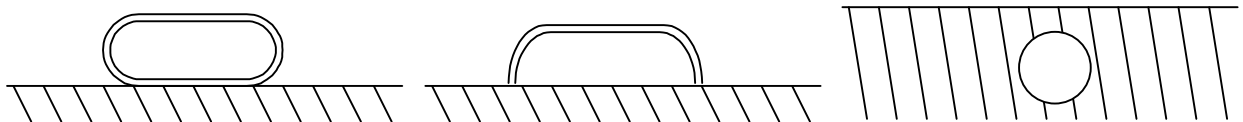


figure IV-69 - Schémas de refroidissement par canaux. De gauche à droite: tuyaux brasés, U soudés et perçages longitudinaux.

Leur dénominateur commun est une structure périodique de canaux de refroidissement, donc une succession discontinue de zones d'échange de chaleur par convection (zones convectives) et de zones de conduction pure (zones conductives).

La différence entre ces techniques repose sur la qualité de l'échange au voisinage du canal, à comparer avec la difficulté technologique de mise en œuvre. Le brasage de tuyaux (solution finalement retenue, comme elle l'avait été pour le prototype en cuivre) a pour avantage une simplicité de réalisation, et pour inconvénient majeur la difficulté d'assurer un contact thermique

parfait entre le tuyau et la paroi et, à un degré moindre, une épaisseur supplémentaire de matériau entre la source de chaleur et le refroidissement. La solution des U est meilleure sur le plan théorique car les dimensions de la section du U peuvent être définies plus librement, et que le contact est parfait. La soudure est cependant plus complexe (elle doit être étanche) et elle induit des déformations sensibles à l'intérieur de la cavité*. La troisième solution élimine tout problème de soudure mais elle n'est pas envisageable sur 6 mètres de long.

Si la distance entre deux canaux est plus grande que l'épaisseur de la paroi, le phénomène prépondérant est la conduction azimutale (dans le cas où les tuyaux sont alignés dans l'axe de l'enceinte). Il devient alors intéressant d'ajouter d'une manière ou d'une autre une épaisseur de cuivre pour améliorer la conduction, diminuer le gradient thermique et soit améliorer les performances mécaniques, soit permettre d'écartier les canaux pour faciliter la fabrication et l'exploitation.

Afin de valider le système de refroidissement retenu, une structure périodique de canaux a été modélisée. Les réponses attendues portent sur la détermination du rapport entre la surface convective et le pas de la structure. Les trois critères de validation d'une géométrie sont les contraintes issues de la structure périodique, les contraintes provoquées par une différence de comportement entre l'enceinte, les principaux piquages (celui de la poutre et celui du dispositif de pompage) et les brides d'extrémité, et enfin, dans une moindre mesure, l'allongement de la cavité.

Par ailleurs, des calculs 2D ont été réalisés avec pour objectif d'optimiser l'échange thermique autour des tuyaux de refroidissement.

IV.4.3.3 Optimisation de l'échange thermique

L'optimisation du refroidissement passe par l'étude de l'échange thermique dans une section représentative autour d'un tuyau de refroidissement.

Il s'agit donc de modéliser une période et de minimiser les échauffements afin de réduire dilatations et contraintes. L'optimisation porte sur la longueur de la période, la forme du tuyau et surtout sur les matériaux. En particulier, on cherche à connaître l'apport d'une couche thermique conductrice de chaleur déposée à l'intérieur ou à l'extérieur de l'enceinte en acier, le dépôt mince (quelques dizaines de microns) présent à la surface interne de la machine pour assurer une bonne conductivité électrique étant insuffisante sur le plan thermique.

Les méthodes de dépôt du cuivre sont multiples, et la structure et les propriétés des dépôts obtenus sont très variés. Trois ont été considérées pour la maquette du DTL: le cuivrage chimique ou électrolytique, le cuivrage par projection thermique (*schoopage*), et le cuivrage par plaquage explosif.

Cette dernière option est la plus proche des anciennes méthodes de fabrication des DTL (utilisées par exemple sur le linac de Saturne), dans lesquelles l'enveloppe de la cavité est constituée d'un bilame acier-cuivre. Le plaquage explosif précède un roulage du bilame puis sa soudure. Cette technique possède un avantage évident: elle permet de fixer une épaisseur importante de cuivre, dont la qualité (Cu c1 par exemple) est bien connue au départ. Elle est par ailleurs assez peu coûteuse. Le support (acier inoxydable ou non) est indifférent. Mais cette technique présente des inconvénients majeurs. Tout d'abord, la qualité de l'interface entre les deux métaux est mal connue; or elle est fondamentale à double titre, celui de la conduction thermique (résistance de contact) et celle du vide (poches d'air éventuelles et surfaces impossibles à désorber). Ensuite, la soudure d'un bilame est loin d'être triviale. Enfin, suite au plaquage explosif, l'état de surface et le degré de pollution (poudre, etc...) de la face exposée au

* Ceci a été constatée sur des pièces d'essai réalisées par et pour GSI, Darmstadt. Par ailleurs, une telle réalisation doit avoir lieu avant tout cuivrage pour ne pas endommager celui-ci.

vide est inconnu. D'importants essais préliminaires, liés à la soudabilité, au vide et à la métallurgie de l'interface sont donc nécessaires pour amener cette solution à maturité; elle n'a pas été retenue pour le prototype.

La projection thermique (aussi connue sous le nom de *schoopage*) est une solution couramment utilisée pour des applications très diverses, de la médecine à l'aéronautique, dans des buts variés. Les principales techniques de projection sont au nombre de trois: la projection par arc, plasma, ou HVOF (High Velocity Oxygen Fuel).

Les dépôts de cuivre obtenus par ces trois techniques ont des caractéristiques physiques et mécaniques différentes, mais aussi des propriétés communes. En particulier, ils présentent une importante porosité et une forte oxydation, et partagent une même structure lamellaire due à la technique de projection: le cuivre s'écrase sous forme de gouttelettes en fusion qui s'aplatissent sur la surface. Porosité et surtout oxydation tendent tous deux à détériorer la conductivité thermique du dépôt (tableau IV-23).

	Conductivité thermique // [en W/(m.K)]	Conductivité thermique ⊥ [en W/(m.K)]
Cu projeté par plasma (sous air)	133	58,5
Cu projeté par HVOF (sous air)	165	132,0
CuAgZr projeté par plasma (sous vide)	≈ 330 (valeur moyenne)	
<i>Cu c1 ou c2 massif</i>	400	
<i>Cu₂O massif</i>	5,4 à 6	

tableau IV-23 - Conductivité thermique de dépôts de cuivre obtenus par différentes techniques de projection thermique [34-35]. // et ⊥ indiquent la direction par rapport au plan du dépôt.

Il est possible de *schooper* sous vide, mais le recours à de telles installations renchérit considérablement le procédé et impose des limitations techniques liées à la dimension de l'enceinte, sans pour autant garantir un dépôt équivalent à du cuivre pur.

Le *schoopage* ne présente pas d'avantages par rapport à un cuivrage électrolytique épais. La qualité du dépôt (sur le plan thermique) est bien inférieure à un dépôt électrolytique, pour un coût semblable, voire supérieur. Le seul véritable intérêt tient au fait que la projection thermique ne nécessite pas d'enceinte limitant les dimensions de l'objet à cuivrer, contrairement au bain du cuivrage électrolytique.

La troisième technique de cuivrage est celle utilisée (en couche mince) pour l'intérieur de la cavité: le cuivrage électrolytique. Il est possible de cuivrer par la seule voie chimique, mais la vitesse de dépôt est si lente et la qualité inférieure à celle d'un dépôt électrolytique que cette solution ne présente que peu d'intérêt.

Contrairement à une idée reçue, le cuivrage électrolytique n'est pas limité à de minces épaisseurs. Si les cuivrages les plus courants, destinés à assurer une bonne conductivité électrique de surface (guides d'onde, cavité), à la décoration ou la protection contre la corrosion, ne nécessitent que de minces épaisseurs, certaines applications font appel à des cuivrages épais de plusieurs millimètres par dépôt électrolytique. Cette technique semble donc a priori très adaptée à un cuivrage à but thermique.

Les calculs thermiques ont été effectués pour du cuivre massif (référence), de l'inox et de l'acier seuls, et pour ces deux derniers matériaux recouverts d'une couche de cuivre pur (électrolytique) ou oxydé (*schoopé*) de différentes épaisseurs ("couche thermique").

La figure IV-70 synthétise les résultats pour différentes configurations et pour une période de 40 mm. Les valeurs de ΔT indiquées sont celles du maximum d'écart de température observé par rapport à la température de référence, celle de l'eau de refroidissement (25°C). Bien sûr, le point le plus chaud est toujours celui le plus éloigné du centre du tube situé sur la face intérieure de

l'enceinte, ce quelle que soit la configuration. Les résultats en bleu sont des calculs numériques (sous I-DEAS), les résultats en rouge sont des calculs analytiques faisant appel à des modèles approchés, la conduction thermique en deux dimensions ne pouvant être calculée analytiquement.

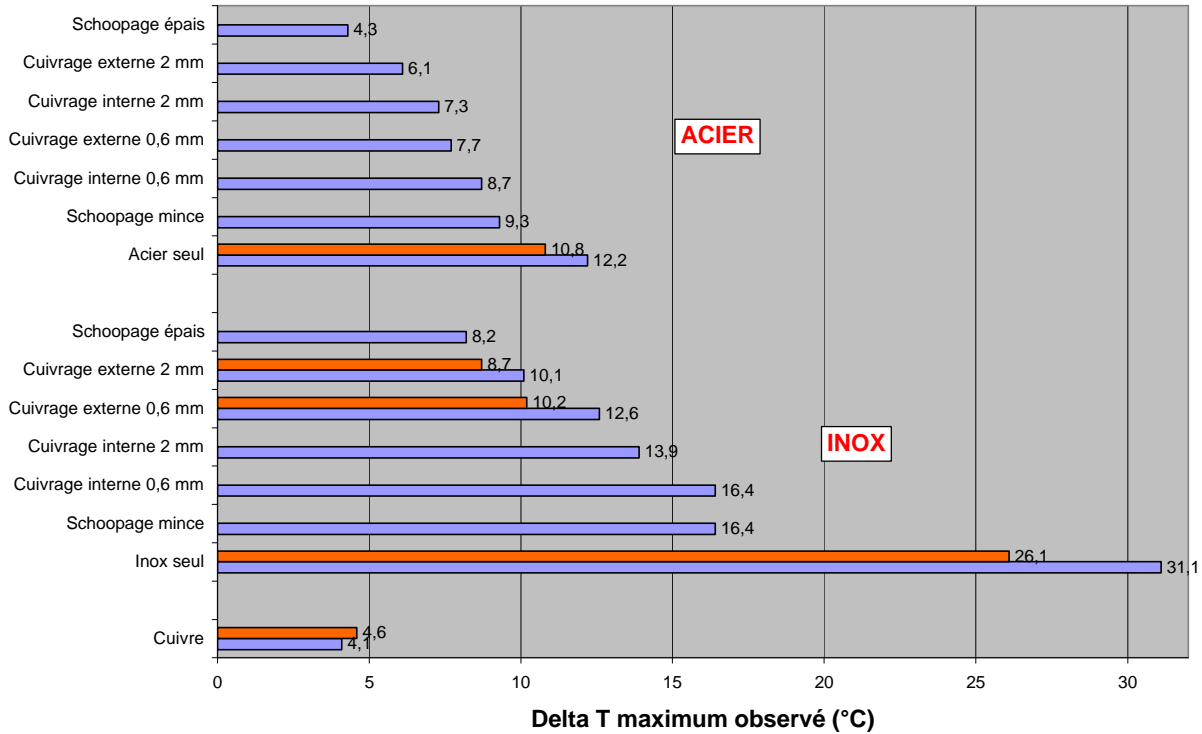


figure IV-70 - ΔT maximum sur l'enceinte dans le cas d'un pas de refroidissement de 40 mm pour différentes configurations de matériau.

On remarque que, de manière générale, les calculs analytiques sont optimistes, et ce d'autant plus que le ΔT est important. La seule exception est le cuivre seul. Néanmoins, l'écart entre calculs numériques et analytiques n'est jamais supérieur à 15%, ce qui est tout à fait satisfaisant. De manière générale, les calculs analytiques remplissent leur rôle de dimensionnement initial.

L'analyse des calculs numériques conduit à penser que l'ajout d'une "couche thermique" est un apport indiscutable, en particulier pour le cas qui nous intéresse, celui de l'acier inoxydable. Il est également remarquable que, étant donné que l'inox et le cuivre ont des coefficients de dilatation pratiquement identiques, ce bilame ne générera pas de contrainte significative à l'interface.

Pour l'acier, l'apport n'est appréciable que si l'on considère une couche thermique épaisse.

Le *schoopage* épais est l'option la plus intéressante. Cette option considère que les tuyaux, une fois brasés, sont recouverts par projection thermique en même temps que l'enceinte. Mais cette solution pose des problèmes importants: la conductivité thermique de ce type de dépôt est fortement anisotrope; or, pour ces calculs, seule la plus favorable des conductivités, 300 W/(m.K), a été utilisée. Le calcul est donc optimiste. Par ailleurs, l'obtention d'un dépôt possédant de telles qualités thermiques et remplissant l'espace entre les tuyaux de refroidissement est chose difficile.

Ces différents facteurs nous poussent donc à nous intéresser plutôt à un dépôt de cuivre électrolytique épais. La figure IV-70 souligne, bien sûr, que l'épaisseur de cette couche est importante, mais aussi que la position (interne ou externe) influe beaucoup.

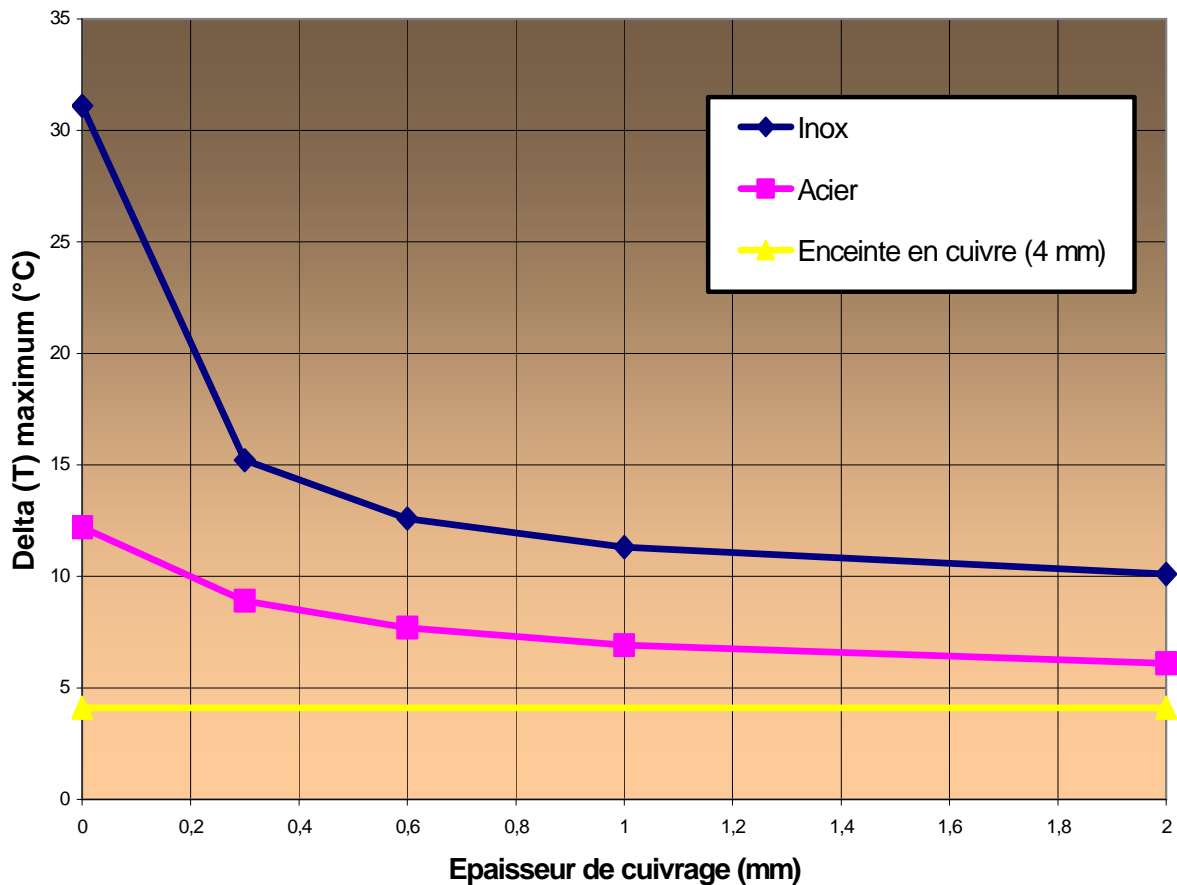


figure IV-71 - Influence de l'épaisseur de cuivrage sur le refroidissement.

La figure IV-71 indique l'influence de l'épaisseur du cuivrage (externe) sur l'écart maximum de température. Bien entendu, le gain en température diminue à mesure que l'épaisseur augmente. 1 mm semble être une valeur seuil. Dans le cas de l'inox néanmoins, en particulier pour un pas de refroidissement de 50 mm, il peut être intéressant de monter jusqu'à 2 mm.

Il est remarquable de constater que la position du cuivrage (interne ou externe) influe de façon très importante sur le ΔT , ce même de façon qualitative. Et, contrairement aux idées préconçues selon lesquelles il est toujours plus favorable de mettre la couche thermoconductrice au plus près de la source de chaleur, le cuivrage externe conduit à des maxima de température moins élevés.

Le profil de température est très différent selon que le cuivrage est interne ou externe (figure IV-72). Dans le cas où le cuivre est à l'intérieur, la température est plus homogène mais en moyenne plus élevée que dans le cas où le cuivre est à l'extérieur. On observe également que le flux de chaleur azimuthal (horizontal dans le plan de la figure) dans le cuivre est 20% plus important si celui-ci est à l'extérieur, ce qui explique la différence en termes de températures.

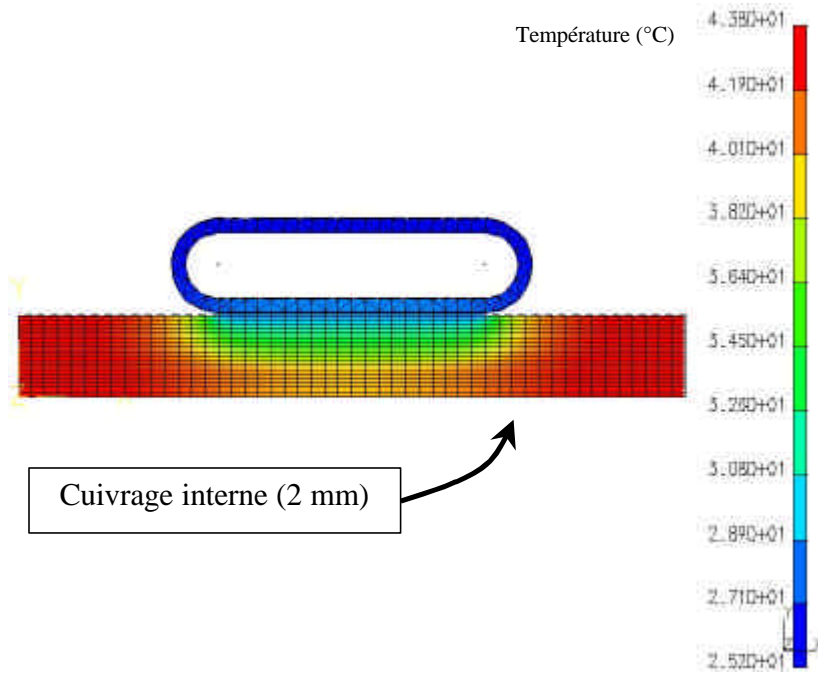
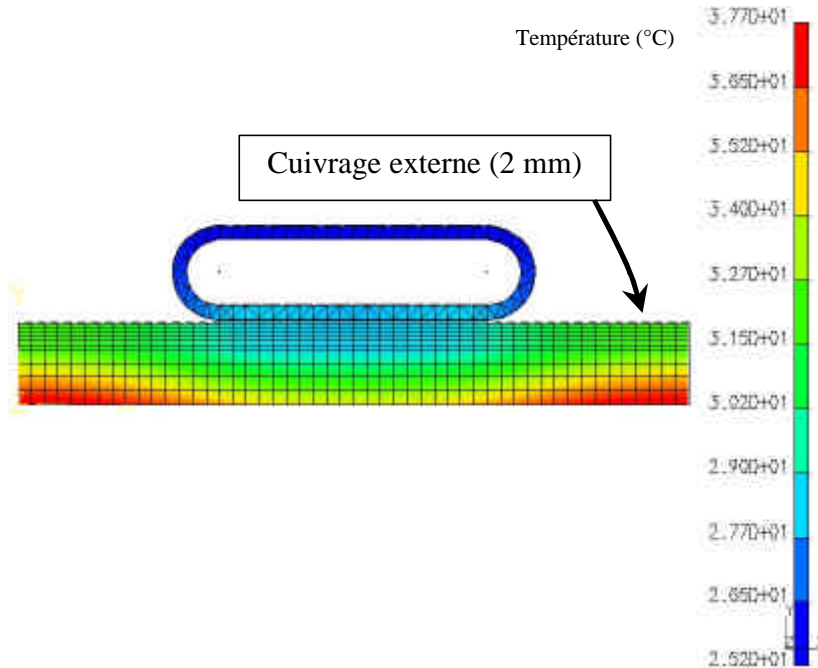


figure IV-72 - Température dans une section d'enceinte en inox (couche thermique en cuivre de 2 mm interne, ci-dessus, et externe, ci-dessous).



Certes il est plus intéressant techniquement de placer la couche thermique de cuivre à l'intérieur (un seul dépôt de cuivre à effectuer), mais les autres arguments plaident en faveur de la couche thermique extérieure: considérations thermiques, dimensionnelles* et de vide (désorption d'un dépôt épais, agissant comme un réservoir d'hydrogène).

* Le contrôle de l'épaisseur d'un dépôt électrolytique est une chose complexe, du fait des effets de bord en particulier. Ceci rend problématique un dépôt sur la face interne d'une cavité accélératrice, en raison des effets de pointe et dérives en fréquence éventuels.

Toutes ces considérations ont conduit à choisir une couche thermique externe obtenue par cuivrage électrolytique plutôt que par projection thermique.

L'étude a permis de dimensionner le pas du refroidissement à 40 mm, ainsi que l'épaisseur de la couche thermique (1 mm minimum). La maquette est l'occasion d'effectuer des tests avec un pas de refroidissement double (un tuyau sur deux alimenté) afin de valider les calculs et d'envisager un refroidissement moins dense sur le DTL final. Le tableau IV-24 résume les maxima d'écart de température à attendre dans la configuration retenue.

Configuration	Pas de 40 mm	Pas de 80 mm
Acier inoxydable seul	31,1°C	187°C
avec cuivrage externe 1 mm	6,9°C	35,6°C

tableau IV-24 - Elévation de température maximum pour la configuration de refroidissement utilisée dans la maquette DTL.

IV.4.3.4 Etude thermique et mécanique

IV.4.3.4.1 Tenue en pression

L'épaisseur de la tôle en acier inoxydable est déterminée en premier lieu par la tenue en pression au flambage. Pour la maquette, cette épaisseur n'est pas critique. Pour une machine de 6 mètres, une épaisseur de 5 mm donne une tenue en pression de 1,4 bars, tandis que 4 mm correspond à une tenue à 0,8 bar (d'après le CODAP). Cette dernière valeur a été retenue au vu des problèmes thermiques, et imposera quelques renforts sur la longueur de la machine finale.

Une modélisation 3D a été effectuée pour déterminer les effets de la mise sous vide. Le déplacement longitudinal des demi tubes de glissement sous l'effet de la pression, maximum au centre du capot, vaut 15,4 μm .

IV.4.3.4.2 Etude thermo-mécanique 3D

L'enceinte comporte, outre la structure périodique des canaux de refroidissement, des ouvertures fortement 3D comme le bloc de pompage et la bride support de poutre. L'ensemble est lui-même relativement 3D puisque sa longueur interne est de 350 mm à comparer aux 500 mm de diamètre.

Ce problème a été analysé au moyen de calculs numériques 2D et 3D réalisés à l'aide du code de thermique et de mécanique *I-DEAS* de la société SDRC, validés par le biais de dimensionnements analytiques [33]. Les dépôts de puissance ont été obtenus sous *MAFIA* (figure IV-74), majorés* puis transportés manuellement vers *I-DEAS*.

Les calculs effectués ont permis de choisir la géométrie la plus adaptée aux zones critiques: soit elles sont taillées dans un bloc percé de canaux de refroidissement, soit elles sont constituées d'une tôle souple de l'épaisseur du reste de l'enceinte dont le rôle est de se déformer pour absorber les contraintes thermiques (figure IV-73). Le bloc assure un meilleur refroidissement, plus homogène car le tuyau noyé dans le bloc est au plus près et échange directement avec la surface chaude. La solution "tôle" est mécaniquement plus souple, autorisant les dilatations et générant moins de contraintes, mais le tuyau de refroidissement n'est pas en contact direct avec la zone chaude.

* Cette majoration est destinée à tenir compte des imprécisions de *MAFIA* sur des zones arrondies, liées à sa méthode de maillage, et à conserver un coefficient de sécurité. Cette majoration est strictement limitée aux zones arrondies et adjacentes, et varie de 50 à 100% selon la géométrie.

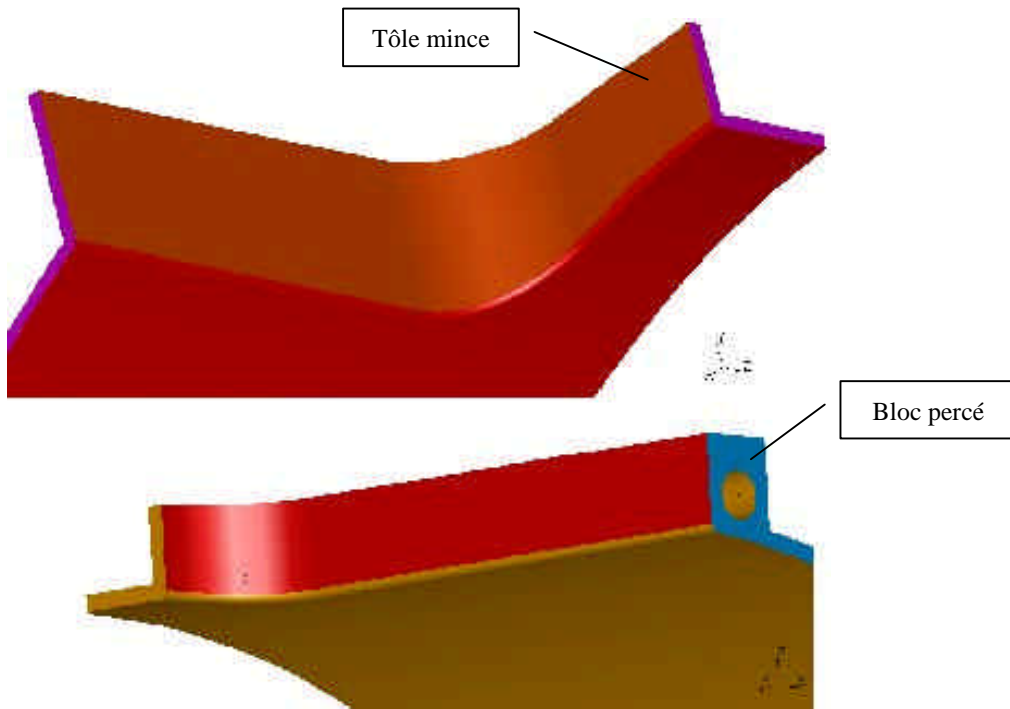


figure IV-73 - Deux configurations mécaniques considérées pour les ouvertures 3D de l'enceinte: configuration "tôle" (en haut) et configuration bloc (en bas).

Les deux solutions sont extrapolables à un DTL plus long dans la mesure où les blocs de pompage sont des entités individuelles discontinues dont la longueur n'est pas liée à celle du DTL. Cette extrapolation est prise en compte dans la conception de la bride de poutre (en particulier, pas de perçages de 6 mètres de long).

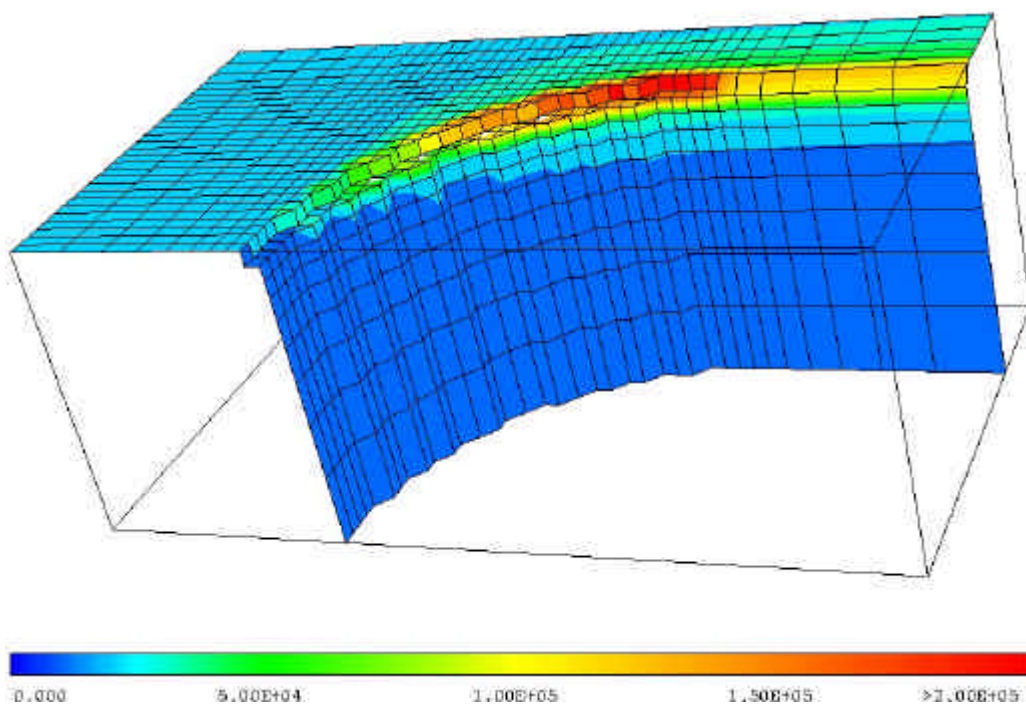


figure IV-74 - Dépôts de puissance (en W/m²) sur les arêtes de la grille de pompage obtenus sous MAFIA avant majoration et transposition sous I-DEAS.

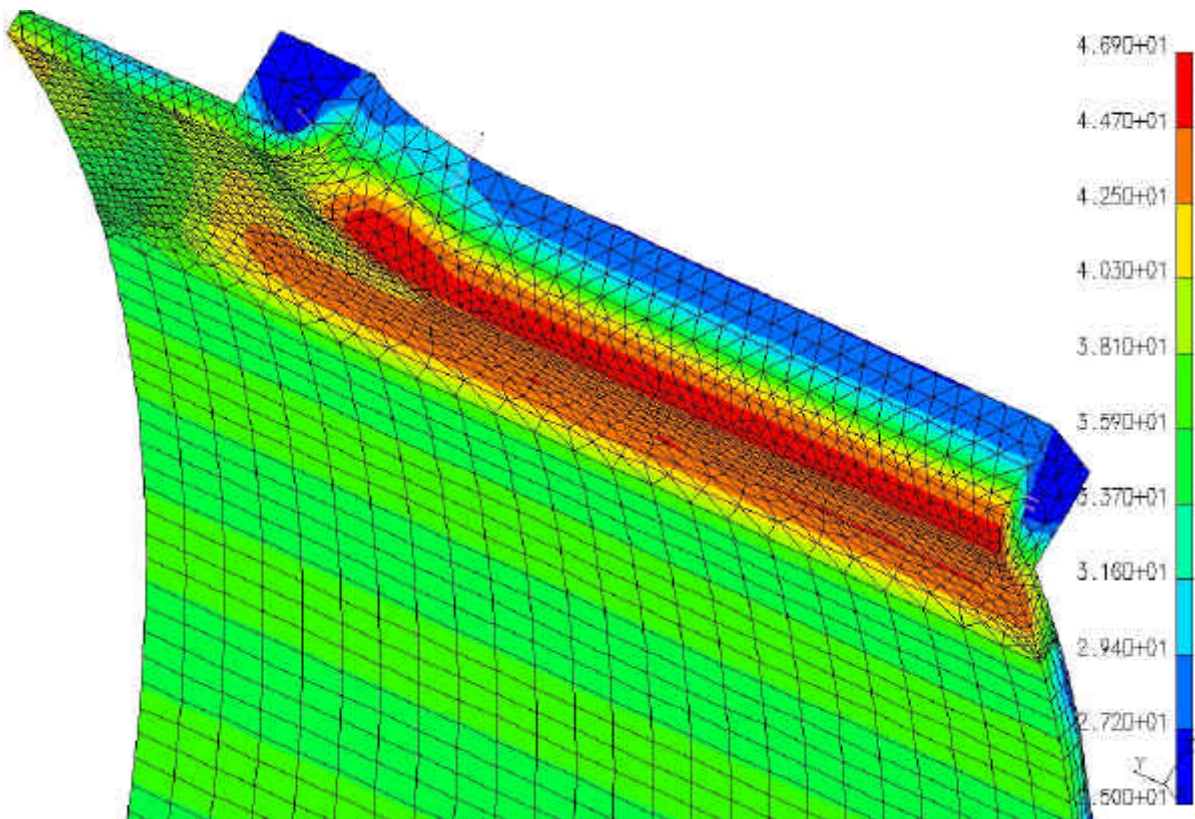


figure IV-75 - Température (en °C) sur les parois de la maquette DTL autour du bloc de pompage. La figure représente un quart de ce piquage vu par l'intérieur. La puissance moyenne déposée sur les parois est $2,3 \text{ W/cm}^2$, mais le maximum de puissance, sur certaines portions arrondies du piquage, s'élève à $11,5 \text{ W/cm}^2$.

Par ailleurs, les configurations acier inoxydable seul et acier inoxydable cuivré ont toutes deux été étudiées, ainsi que l'option acier au carbone. La maquette a été dimensionnée sur les plans thermique et mécanique de façon à pouvoir fonctionner sans cuivrage, ce qui assure une marge de sécurité confortable mais aussi la possibilité de tester des pas de refroidissement différents.

La comparaison entre les différentes solutions est longuement détaillée et discutée dans la référence [33]; aussi, seule est présentée ici la solution retenue. Dans cette configuration, l'enceinte est recouverte extérieurement d'une couche de cuivre de 1 mm d'épaisseur considérée en contact parfait avec l'acier inoxydable. L'eau de refroidissement est prise à 25°C avec une vitesse de fluide de 4 m/s conduisant à un coefficient d'échange par convection de 12500. L'épaisseur du tuyau est négligée, l'échange étant modélisé par une simple bande de convection forcée. Sur le plan mécanique, toutes les simulations présentées ici ne considèrent comme seules contraintes que les symétries géométriques (plus les contraintes thermiques bien sûr). La bride d'extrémité est négligée. Ceci revient certainement à minorer les contraintes mais est représentatif du comportement d'un tronçon de DTL final éloigné des bords.

Pour le bloc de pompage, le refroidissement est meilleur dans le cas de la configuration bloc (figure IV-75), d'autant que le point chaud observé dans ce cas peut être éliminé facilement. L'élévation de température moyenne est de 10°C environ sur la face interne de l'enceinte, le maximum étant de 22°C . Les contraintes engendrées par ces températures sont présentées sur la figure IV-76.

Les maxima de contrainte observés, de l'ordre de 48 MPa, sont situés en extrémité de piquage et sont liés à l'accumulation des dilatations longitudinales que le manque de souplesse du bloc massif concentre sous forme de contraintes en bout de structure. Pour mémoire, la limite

d'élasticité à 0,2% de l'acier 304L est 200 MPa. Si l'on considère comme pour les tubes de glissement (paragraphe 3.1) que seule 60% de cette valeur, soit 120 MPa, est admissible, on constate l'étendue de la marge de sécurité. Par ailleurs, l'effet bloquant des brides d'extrémité, négligé ici, étant radial, ses effets ne s'additionneront pas avec ces contraintes qui sont situées dans un plan perpendiculaire.

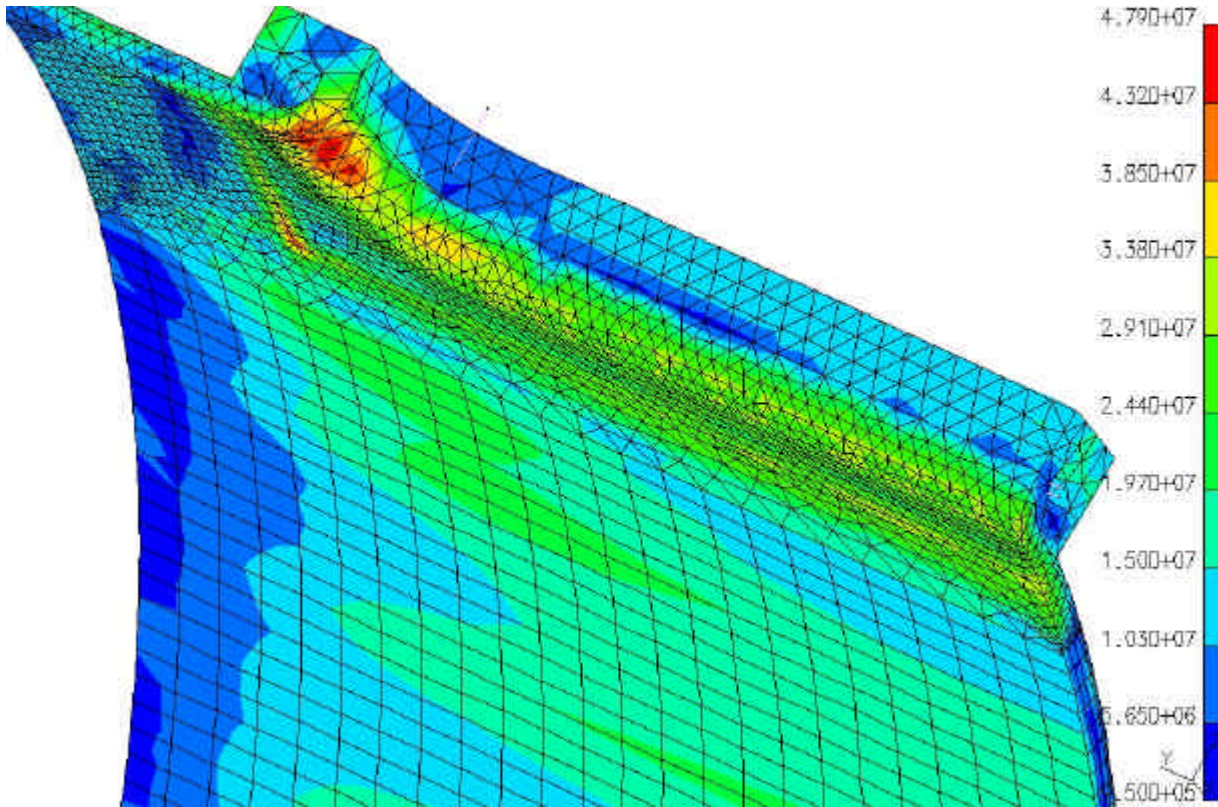


figure IV-76 - Contraintes Von Mises (en MPa) sur les parois de la maquette DTL autour du bloc de pompage. Ces contraintes sont engendrées par les blocages liés aux deux plans de symétrie et par les effets thermiques.

Sur cette section autour du bloc pompage, la dilatation radiale de l'enceinte est comprise entre 53 et 80 μm , le maximum étant situé sur la paroi à 90° du bloc pompage du fait de la rigidité de celui-ci. Cet effet conduit à une ovalisation de la cavité et à un décalage en fréquence, à chaud, de 60 kHz environ. A ce déplacement en fréquence il convient d'ajouter celui lié à la dilatation longitudinale de la structure. Celle-ci s'étend de 35 à 45 μm environ, le maximum étant situé cette fois à hauteur du bloc pompage, nettement plus chaud. Si l'on considère que ce déplacement éloigne les tubes de glissement solidaires des capots des tubes sur la poutre, le déplacement en fréquence attendu est de 200 kHz environ par tube, soit, tout compris, une variation de 450 kHz environ entre l'état froid et l'état chaud. Tous ces déplacements vont dans le même sens, celui d'une diminution de la fréquence de résonance. Ces valeurs sont loin d'être négligeables, d'autant que l'on peut considérer que, pour une machine de 6 mètres, la variation de fréquence due à la dilatation longitudinale est plus ou moins proportionnelle à la longueur, ce qui conduit à des MHz de dérive entre l'état froid et l'état chaud. Il conviendra de prendre en compte cet effet lors de la conception de la machine finale, par exemple en raccourcissant la cavité d'une longueur équivalente à cette dilatation.

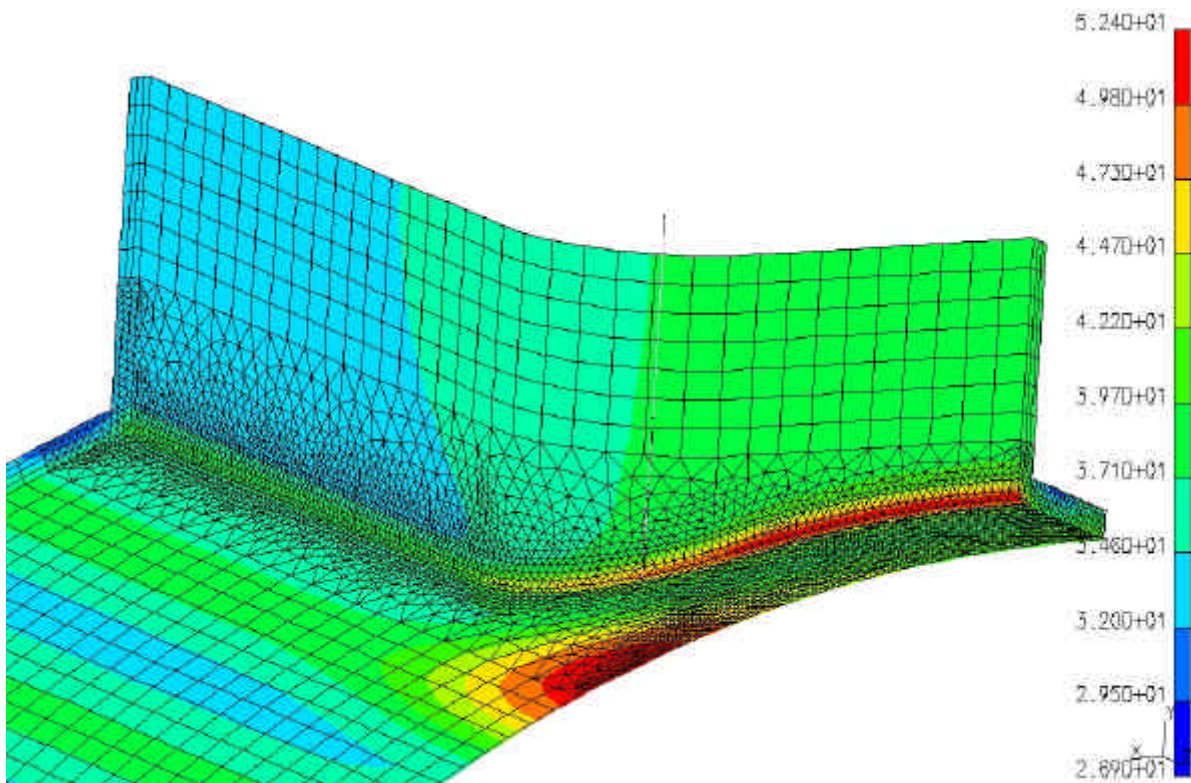


figure IV-77 - Température (en °C) sur les parois de la maquette DTL autour du piquage de poutre. La figure représente un quart de ce piquage vu par l'intérieur. La puissance moyenne déposée sur les parois est toujours de $2,3 \text{ W/cm}^2$, mais le maximum de puissance, sur les portions arrondies du piquage, n'est plus que de $4,6 \text{ W/cm}^2$.

Aucun calcul hyperfréquence spécifique n'a été effectué pour l'autre piquage singulier, la bride de poutre, qui a un comportement HF plus favorable que la grille de pompage; en effet, il s'agit d'un décrochement et non d'une ouverture, puisque la poutre vient s'y insérer. Le piquage est bouché par sa paroi en cuivre, et de fait la concentration des lignes de champ autour des arêtes du piquage est bien moindre que pour le piquage du pompage. Néanmoins, afin d'éviter toute mauvaise surprise, les dépôts de puissance dans la zone ont été estimés en s'inspirant du calcul effectué pour le bloc pompage.

Pour ce piquage, dans la mesure où le comportement thermo-mécanique des deux options est comparable, la solution souple (tôle) est préférée au bloc car elle est plus facile à réaliser, et surtout elle est probablement mieux adaptée à l'enceinte de 6 mètres (à la différence de la grille de pompage, l'ouverture de la poutre existe sur toute la longueur de la machine).

L'augmentation de température (figure IV-77) est un peu supérieure à celle du bloc de pompage (27°C au lieu de 22°C) en dépit de la charge thermique inférieure. Le piquage est plus proche des bords de l'enceinte et laisse une place moins importante pour l'implantation de tuyaux de refroidissement. Il est aussi plus large que la grille de pompage.

Les contraintes thermiques sont présentées sur la figure IV-78. Les maxima observés sont un peu plus faibles que pour le bloc de pompage (42 MPa au lieu de 47), en dépit des températures un peu plus élevées, car la configuration bloc concentre les contraintes tandis que la configuration tôle se déforme. Dans ce cas, ces contraintes sont situées dans le plan horizontal, qui correspond à la petite dimension (la moins souple) du piquage.

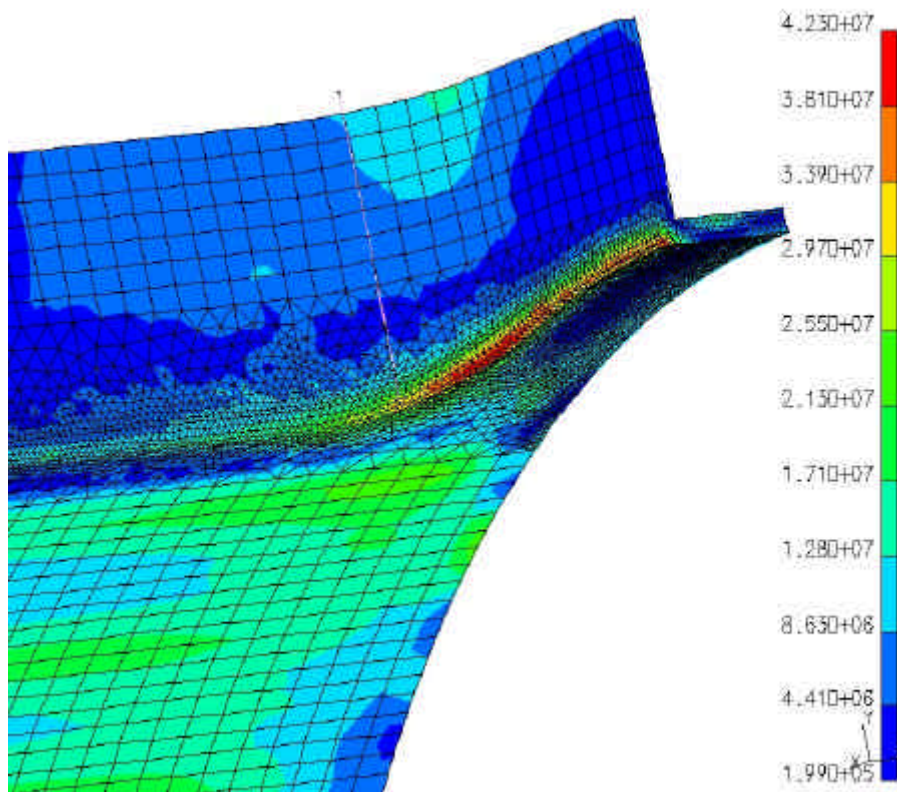


figure IV-78 - Contraintes Von Mises (en MPa) sur les parois de la maquette DTL autour du piquage de poutre. Ces contraintes sont engendrées par les blocages liés aux deux plans de symétrie et par les effets thermiques.

De fait de sa plus grande souplesse, cette configuration conduit à des dilatations plus importantes: 190 μm au niveau du piquage. Par réaction, la portion située à 90° du piquage se rétracte de 60 μm . Ceci conduit à une ovalisation de la cavité nettement plus marquée que pour le bloc de pompage et rend surtout l'estimation du déplacement en fréquence problématique. Dans le sens longitudinal, le problème est plus simple, la dilatation s'échelonnant entre 33 et 48 μm , soit exactement le même ordre de grandeur que pour le bloc de pompage. La dérive en fréquence induite n'est pas la même suivant les deux axes: la dilatation longitudinale tend à éloigner les tubes de glissement, augmentant la capacité et donc la fréquence de résonance. Inversement, la dilatation radiale tend à diminuer l'inductance et donc à faire baisser la fréquence. En reliant ces valeurs de déplacements aux calculs de la référence [1], on obtient les valeurs indiquées dans le tableau IV-25, qui résume toutes les sources de dérive en fréquence à chaud.

Origine du décalage en fréquence	Amplitude
Tubes de glissement à conducteur creux (x2)	-80 kHz
Tubes de glissement à conducteur plein	≈-50 kHz
Mise sous vide	+80 kHz
Dilatation radiale de l'enceinte	≈-65 kHz
Dilatation longitudinale de l'enceinte	≈+65 kHz
TOTAL	-130 kHz

tableau IV-25 - Dérive en fréquence de la maquette DTL entre l'état froid à l'air et l'état chaud sous vide (à l'état stationnaire).

Il convient de noter que l'effet principal de la mise sous vide sur la fréquence de résonance n'est pas mécanique mais électrique. En effet, si l'on considère le déplacement des demi tubes de glissement indiqué en IV.4.3.4.1, soit $15\ \mu\text{m}$, on aboutit, du fait de la baisse de la capacité, à une *baisse* de la fréquence de résonance de 21 kHz. Or, la constante diélectrique relative de l'air par rapport au vide étant de 6.10^{-4} , et la fréquence étant proportionnelle à la racine carrée de celle-ci, l'effet de la variation de la constante diélectrique est positif et de 100 kHz environ, soit une variation nette de la fréquence de résonance de la cavité lors de la mise sous vide de +80 kHz.

Ces dilatations ont également leur influence sur le déplacement relatif des tubes de glissement. Faute d'une simulation globale, la valeur de ces déplacements est difficile à estimer. Compte tenu du positionnement relatif des piquages simulés, on peut cependant évaluer le maximum de ce déplacement en cumulant les dilatations sur l'axe vertical. Ceci conduit à un déplacement du point de liaison entre les tubes de glissement et l'enceinte de $270\ \mu\text{m}$, soit un déplacement de l'axe faisceau moitié moindre. Combiné avec les dilatations des tubes de glissement, ceci induit un déplacement de $240\ \mu\text{m}$ pour les tubes de glissement pour aimant à conducteur creux (figure IV-79).

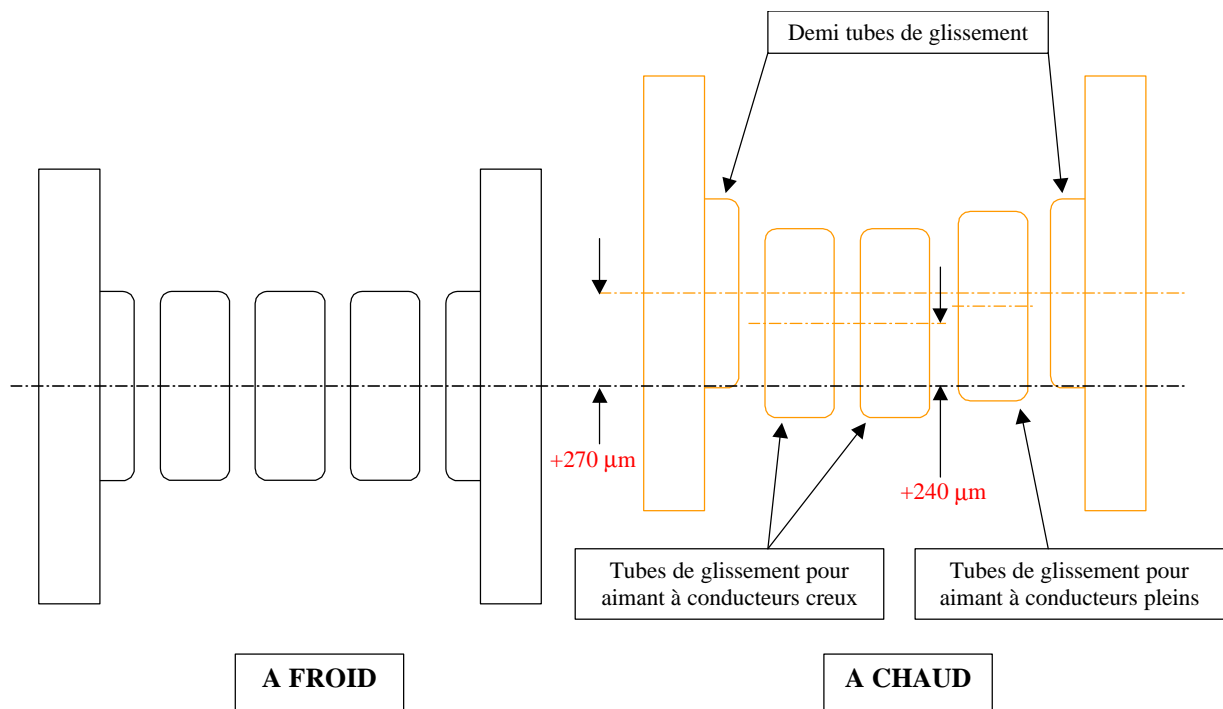


figure IV-79 - Déplacements d'axe des tubes de glissements entre l'état froid et l'état chaud pour la maquette en acier inoxydable.

Cette étude thermo-mécanique, dont les résultats sont résumés dans le tableau IV-26, a permis la conception d'une maquette courte de DTL, dont les caractéristiques thermiques, mécaniques et technologiques sont extrapolables à une machine complète de 6 mètres avec les précautions d'usage, en particulier celles liées au contrôle de la dérive en fréquence liée à la dilatation longitudinale de l'enceinte.

	<i>Bloc de pompage</i>	<i>Bride de poutre</i>
ΔT maximum	22°C	27°C
Contraintes Von Mises	47 MPa	42 MPa
Contraintes verticales	58 MPa	21 MPa
Contraintes horizontales	28 MPa	46 MPa
Contraintes longitudinales	44 MPa	30 MPa
Dilatation verticale	80 μm	190 μm
Dilatation horizontale	53 μm	-60 μm
Dilatation longitudinale	45 μm	48 μm

tableau IV-26 - Récapitulatif du comportement mécanique des piquages 3D.

IV.4.3.5 Refroidissement

Compte tenu de la densité accrue de tubes de refroidissement par rapport à la maquette en cuivre, un soin tout particulier est apporté au dimensionnement des tuyaux et des débits. Si l'utilisation d'une enceinte en inox n'engendre pas une augmentation des pertes, et donc ne nécessite pas a priori un débit supérieur pour le refroidissement, en revanche la longueur totale des tubes pose des problèmes de pertes de charge.

Le refroidissement est déterminé sur la base d'une vitesse de fluide de 4 et non plus de 5 m/s. Le coefficient d'échange est ramené de 15500 environ à 13000, mais surtout les pertes de charge linéiques dans les canaux longitudinaux étant proportionnelles au carré de la vitesse passent de 320 à 217 mbar/m environ. En considérant une puissance surfacique due à l'onde HF de 2,5 W/cm², l'échauffement de l'eau sur la longueur d'un tuyau longitudinal est de 0,18°C pour la maquette, soit 3°C pour 6 mètres de machine. L'augmentation du pas de refroidissement de 40 à 50 mm ferait passer ces valeurs à 0,22 et 3,8°C respectivement, ce qui est tout à fait acceptable. Evidemment, ceci impliquerait une mise en parallèle au moins partielle de ces canaux.

La diminution de la section des tubes permet la mise en parallèle d'un nombre de circuits plus important sans engendrer une augmentation du débit. Sur la maquette, ces circuits indépendants sont au nombre de huit [36], dont quatre pour les tubes de glissement et l'aimant à conducteur creux. Le débit maximum est de 1,8 m³/h (pour le circuit principal de l'enceinte), pour un débit total de 10,67 m³/h, soit 10% de *moins* que pour l'enceinte en cuivre, ce qui prouve le soin particulier porté à l'optimisation du refroidissement et le caractère parfaitement acceptable de l'acier inoxydable comme matériau de construction sur le plan du refroidissement. Les pertes de charge sont limitées à 2,3 bar dans les circuits de refroidissement de l'enceinte (rappelons que les pertes de charge sont de 6,6 bar pour le circuit de l'aimant à conducteur creux). Les quatre circuits relatifs à l'enceinte sont destinés respectivement aux extrémités (tubes des capots et brides d'extrémité), aux circuits singuliers (refroidissement des piquages de diagnostic, du pompage et du conduit HF), les deux autres étant consacrés à l'enceinte elle-même. Ce découplage en deux circuits permet d'étudier le comportement thermo-mécanique de la maquette en fermant un circuit sur deux (pas de refroidissement doublé).

IV.4.4. La liaison tube de glissement - enceinte

IV.4.4.1 Introduction

Le mode de liaison entre les tubes de glissement et l'enceinte est un problème crucial dans la mesure où il conditionne les problèmes d'alignement des quadripôles. Cette liaison doit allier plusieurs qualités:

- rigidité pour éviter tout désalignement;
- souplesse pour, au moins dans une première phase, offrir une possibilité de réglage dans le maximum de degrés de libertés (translations et rotations) possible;
- étanchéité au vide;
- blindage vis-à-vis de l'onde HF.

S'il existe plusieurs approches pour ce problème, la plupart sont adaptées à des accélérateurs pulsés, où le problème des dépôts HF est moins marqué.

L'impératif de l'alignement des tubes de glissement impose un découplage mécanique de l'enceinte et de la tige support. Soit la tige support est bridée directement sur l'enceinte ou un élément intermédiaire, soit elle est liée à celui-ci par l'intermédiaire d'un élément souple. Deux cas de figure se présentent également selon que l'on utilise ou non l'élément intermédiaire.

L'absence d'élément de souplesse impose d'obtenir mécaniquement (c'est-à-dire par le jeu des tolérances mécaniques, la position étant définitivement fixée lors du montage des tubes de glissement sur l'enceinte DTL) les tolérances requises. C'est le choix effectué par des machines américaines modernes (mais pulsées, et avec des tolérances d'alignement moins contraignantes que IPHI) comme le DTL du projet SNS.

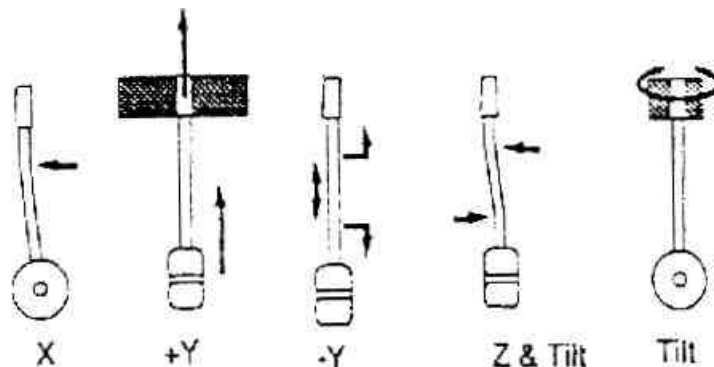


figure IV-80 - Déformations de la tige support nécessaires à l'alignement des tubes de glissement dans le DTL du projet JHP [37].

La technique utilisée dans le cadre du Japanese Hadron Project (JHP) par le KEK mérite que l'on s'y arrête: dans le DTL de ce projet, résonant à 432 MHz et devant accélérer des ions H^+ de 3 à 148 MeV avec une intensité de 20 mA et un cycle utile de quelques pour-cents, la tige support est insérée dans l'enceinte via un trou conique ("tapered hole") dont l'angle d'ouverture est $2,9^\circ$, et la longueur 55 mm. La tige support est également usinée en cône. La surface de contact est alors de 3500 mm^2 . La surface de la tête (conique) du stem est chromée, afin d'éviter tout amalgame entre les matériaux des deux pièces, et pour augmenter la dureté de la surface. La tige support est ensuite insérée en force (2600 N) dans l'enceinte. Ce type de fixation assure un contact stable, fort et précis entre la tige support et l'enceinte. La précision d'alignement est ensuite obtenue par torsion ou déformation de la tige support (figure IV-80). Une bonne part de la précision tient dans l'usinage des pièces, qui doit être précis au micromètre près. Le KEK a ainsi obtenu sur une maquette de test une précision en alignement de $30 \mu\text{m}$. [37-39]

Cette méthode est assez complexe dans la mesure où elle impose des calculs mécaniques non linéaires précis destinés à dimensionner les forces à appliquer pour obtenir les déformations *permanentes* souhaitées (ce qui impose des déformations au delà du domaine élastique, donc des calculs non linéaires).

D'un autre côté, l'utilisation d'une liaison souple, retenue pour la maquette DTL, pose des problèmes particuliers comme on va le voir au paragraphe suivant (IV.4.4.2).

L'utilisation ou non d'un élément intermédiaire (poutre) entre les tubes de glissement et l'enceinte est aussi un choix conceptuel important qui a des conséquences majeures en termes d'alignement, de manutention et d'installation. Ce problème est l'objet du paragraphe IV.4.4.3.

IV.4.4.2 *Élément de souplesse*

En général, l'élément de souplesse est un soufflet en acier inoxydable. Ce soufflet a pour intérêt de permettre des réglages selon tous les degrés de libertés, à l'exception de la rotation autour de son propre axe. Dans les accélérateurs à faible cycle utile un tel soufflet ne pose guère de problème; sur le linac Saturne, par exemple, le soufflet (constitué d'une unique onde) est même exposé à l'onde HF dans l'enceinte. Mais à 100% de cycle utile le dépôt de puissance est nettement plus important sur les parois de l'enceinte, et donc on s'expose à un échauffement excessif du soufflet, sauf précaution particulière.

Les problèmes de compatibilité entre l'élément de souplesse, par définition fin et donc peu adapté à l'élimination d'une charge thermique, ont été soulignés par les difficultés rencontrées à Chalk River dans les années 1978-1980 [40]. Le DTL de Chalk River, qui fonctionnait à 268 MHz, devait accélérer 1 à 2 mA de protons de 750 keV à 3 MeV avec un cycle utile continu. A 25 kW de puissance HF (sur les 112 kW requis), les soufflets en acier inoxydable, mal refroidis, ont atteint contre toute attente des températures supérieures à 100°C. Plusieurs tentatives pour court-circuiter les courants HF induisant cette surchauffe ont échoué, jusqu'à l'utilisation d'un collier en cuivre supprimant toute souplesse.

Dans le cadre du projet FMIT à Los Alamos, une étude a été conduite afin d'étudier la pénétration du champ HF dans la zone critique de cette interface entre tige support et enceinte [41]. Des tests expérimentaux ont été réalisés sur des cavités résonnant à la même fréquence que le DTL du FMIT (80 MHz), comprenant un système de jonction tige support - enceinte semblable, puis sur une maquette à l'échelle ¼ du DTL. Ils ont conduit à un échauffement des soufflets jusqu'à une température de 191°C. Il ressort de cette étude que les champs dans les soufflets seraient excités par des asymétries de champ autour de la tige support à proximité des parois de l'enceinte: tige support non centrée dans l'ouverture, influence des post-coupleurs, erreur de la fréquence locale, alignement des tubes de glissement imparfait (tous ces facteurs étant d'ailleurs liés entre eux)...

En conséquence, des joints HF adaptés laissant la tige support isolée mécaniquement de l'enceinte ont été développés. Il s'agit de ressorts toriques en cuivre-béryllium recouverts d'argent pour en améliorer la conductivité électrique. Leur fonctionnement dans des conditions normales d'exploitation s'est avéré satisfaisant: aucune déformation constatée après 200 heures de fonctionnement avec des densités de courant de 1500 A/m. L'utilisation de ces joints HF est désormais standard.

Pour la maquette DTL (toujours avec en ligne de mire le DTL complet), la première solution proposée consistait en une fixation rigide. Contrairement au système JHP, l'alignement se serait fait non par déformation de la tige support mais en appliquant un effort sur sa partie haute, la déformation étant subie par la coupelle liant la tige support à l'enceinte (figure IV-81). L'avantage de ce principe est sa robustesse et l'élimination des problèmes d'échauffement de liaisons souples. L'inconvénient majeur, outre la précision du pré-montage destinée à éviter d'avoir à imposer des contraintes importantes, repose dans le fait que le système est en permanence sous contrainte, avec des valeurs relativement importantes.

Un deuxième système, à base de rotules, permettant de régler l'alignement des tubes de glissement sans utiliser de soufflet, a également été étudié. Ce système avait pour inconvénient majeur sa complexité (le vide remontant très haut le long du système, nécessitant des étanchéités multiples et rendant le pompage difficile), et les rotules ne sont guère appréciées dans le milieu du vide où elles fonctionnent moins bien qu'à l'air.

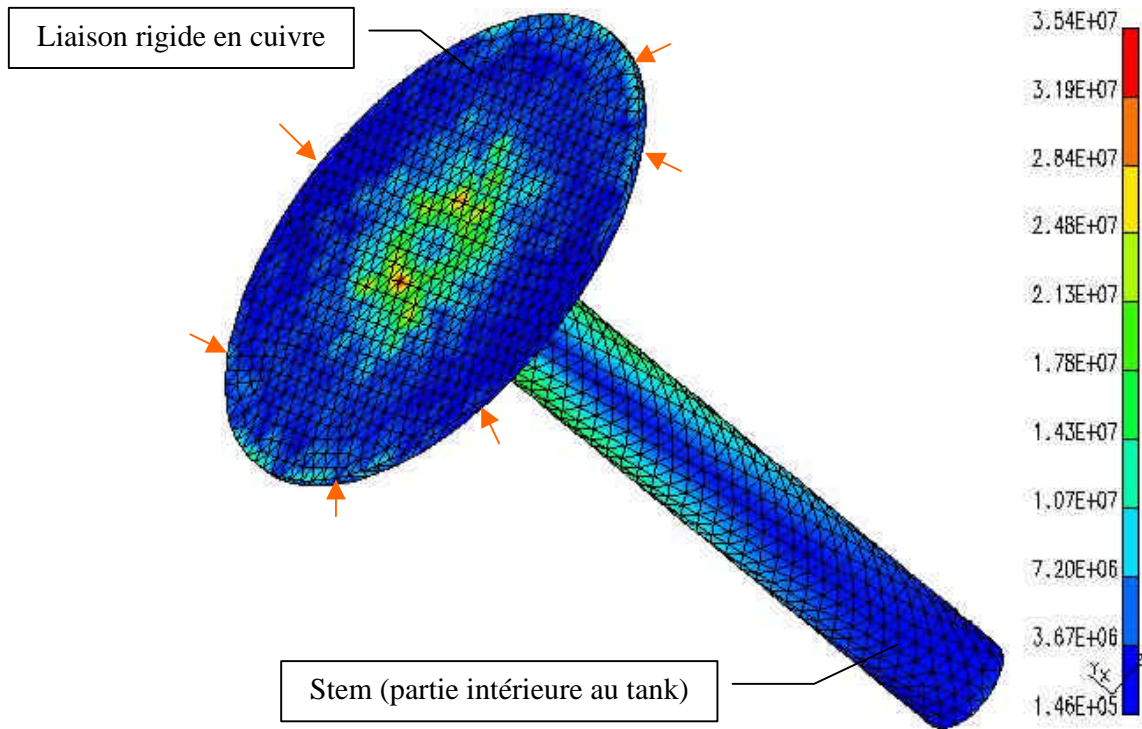


figure IV-81 - Contraintes imposées sur un système de liaison rigide en cuivre par un déplacement de l'extrémité de la tige support de 1 mm. Les flèches rouges indiquent la face bloquée.

Le système finalement retenu est très proche des dispositifs habituels à base de soufflet. Le premier soin consiste à s'assurer des dépôts de puissance sur le soufflet. Les calculs 3D (voir annexe) conduisent à des dépôts de puissance très faibles même dans une configuration où l'on considère des désalignements du tube de glissement importants. Ils confirment l'augmentation de la dissipation thermique avec la dissymétrie des cellules (mais les cellules de la maquette sont symétriques), tout en constatant que l'influence du décentrage des tubes de glissement par rapport aux tiges support dans le DTL d'IPHI est négligeable.

Néanmoins, le soufflet utilisé est en cuivre et non en acier inoxydable, afin de maximiser conductivités électrique et thermique. La réalisation d'un tel objet est assez difficile (voir V.4). Par ailleurs, un recuit du soufflet avant soudure sur la tige support permet d'augmenter son élasticité.

Le nombre d'ondes a été déterminé par des calculs mécaniques. En tenant compte d'une importante marge de sécurité, il a été fixé à six. La principale crainte étant liée à la taille des joints de grain après recuit, compte tenu de la faible épaisseur ($5/10^9$ de millimètre), susceptible de causer des fuites par perméation, il a été décidé de procéder à des tests mécaniques préliminaires (voir VI.1.1).

Les densités de puissance déposée sur le soufflet ayant été déterminées, il est possible d'étudier le comportement thermique de l'objet. Ces calculs (figure IV-82), effectués sous *I-DEAS*, se basent sur un dépôt de puissance homogène de 46 mW/cm^2 sur tout le soufflet. Le refroidissement s'effectue par la tige support et le tube de refroidissement de la poutre le plus proche (avec un coefficient d'échange par convection forcée $h=18500$, correspondant à une

vitesse de l'eau de 5 m/s, et une température d'eau de 25°C). L'effet thermique des vis en acier inoxydable est pris en compte (elles sont en fait simulées par un trou, qui ne contribue donc pas à la conduction).

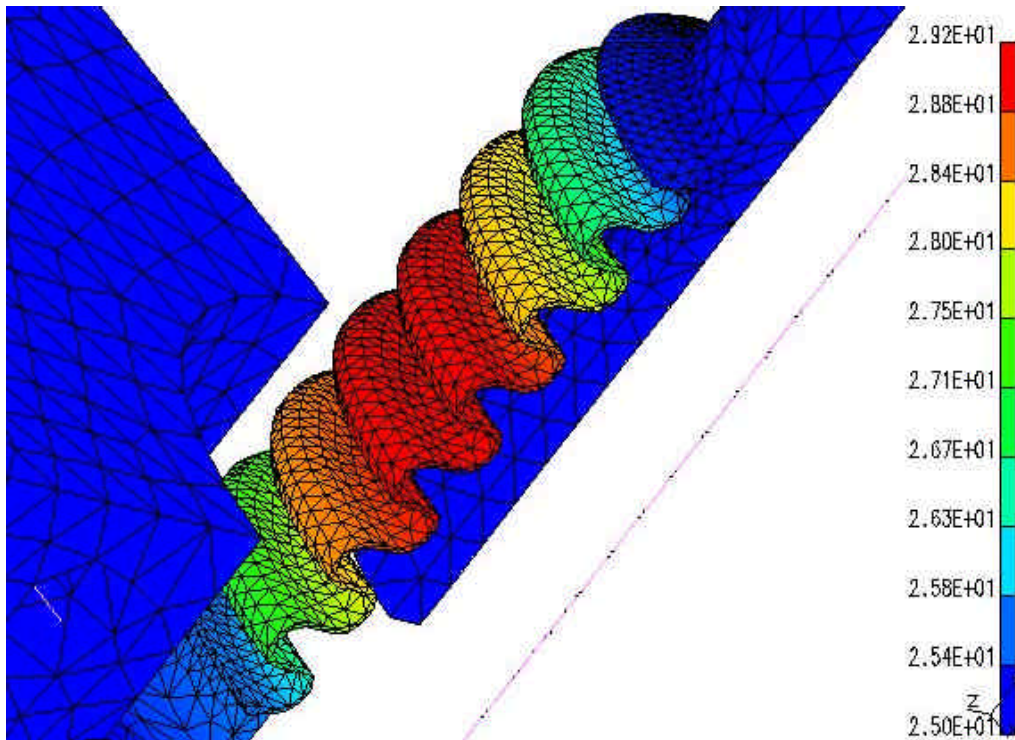


figure IV-82 - Echauffement (en °C absolus) du soufflet en cuivre de la liaison entre la tige support et l'enceinte de la maquette DTL.

On constate que, comme prévu, l'échauffement maximum est faible (4,2°C), quoique sensible en dépit d'une charge thermique très réduite. Le système peut donc supporter des dépôts quintuples sans problème majeur. Plus intéressant encore sont les résultats obtenus avec un soufflet en acier inoxydable, dans les mêmes conditions thermiques et géométriques (figure IV-83), et avec un dépôt de puissance passant à 295 mW/cm²*

La température du soufflet s'élève alors à plus de 600°C (les conductivités thermiques de l'acier inoxydable et du cuivre sont dans un rapport supérieur à 26). Comme à cette température on ne peut plus considérer la résistivité électrique de l'acier inoxydable à 20°C, une deuxième itération s'impose. En considérant que la résistivité à cette température est supérieur de 25% environ† à celle de l'acier inoxydable à température ambiante, les pertes augmentent de 12% environ (330 mW/cm²). Appliquées de manière localisée sur les portions les plus chaudes du soufflet (les quatre ondes centrales), elles conduisent à une élévation de température supplémentaire de 60°C environ. Certes, on n'atteint pas la température de fusion de l'acier inoxydable (1400°C), mais un doublement des pertes par rapport à celles calculées par *MAFIA*, pourtant apparemment bénignes, y suffirait. Nul doute que ce simple effet suffise à expliquer les problèmes rencontrés à Chalk River.

* Les pertes par effet Joule sont dans un rapport proportionnel à la racine carrée de la résistivité électrique, du fait de la dépendance en $\frac{1}{\sqrt{s}}$ de l'épaisseur de peau.

† Valeur extrapolée à partir de nuances d'acier inoxydable différentes de celle qui serait utilisée pour un soufflet; les valeurs de résistivité électrique de l'acier inoxydable à haute température sont une denrée rare.

En conclusion, l'utilisation d'un soufflet en cuivre à la place d'un soufflet en acier inoxydable apparaît comme une solution élégante au problème majeur rencontré historiquement par des DTL de forte puissance, satisfaisante aussi bien sur le plan mécanique que sur le plan thermique. Ce choix permet de conserver une configuration par ailleurs habituelle, conventionnelle, et relativement simple.

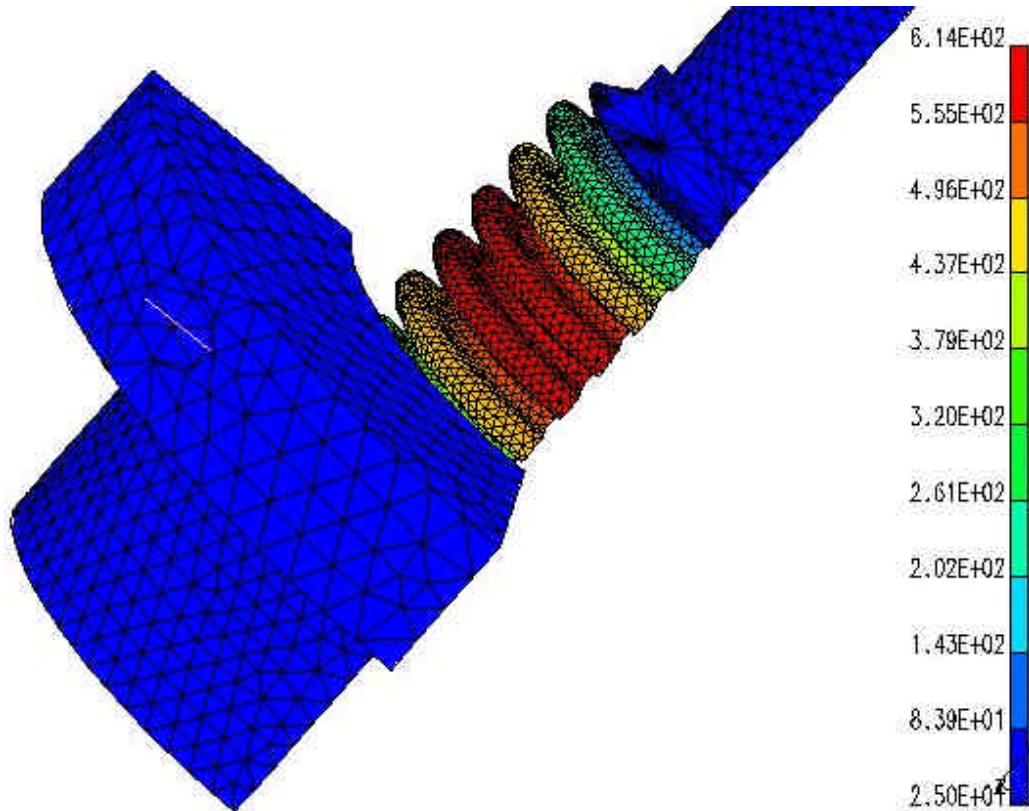


figure IV-83 - Echauffement (en °C absolus) de la liaison entre la tige support et l'enceinte de la maquette DTL si le soufflet est en acier inoxydable.

Cette solution permet de se passer de joints HF entre la tige support et la poutre. C'est le choix qui a été fait. En cas de difficulté, la possibilité de recourir à des joints en cuivre béryllium, utilisés ailleurs dans la maquette, reste une alternative. Il est cependant possible que le choix de ne pas utiliser de tels joints soit un facteur dégradant le facteur de qualité de la cavité en allongeant la surface "accessible" à l'onde HF.

IV.4.4.3 Élément intermédiaire de fixation: le système de poutre

Le deuxième problème relatif à la liaison entre les tubes de glissement et la cavité elle-même réside dans l'utilisation ou non d'un élément intermédiaire commun à tout ou partie des tubes de glissement.

Ce système, dit de poutre, a été introduit par le CERN sur le DTL du Linac 2 mis en service en 1978 [42], qui comporte trois enceintes, divisés en plusieurs sections pour des raisons de production et de manutention et résonant à 202,56 MHz. Sur cette machine, les tiges support sont fixées à l'enceinte via une poutre. Chaque section contient une de ces poutres, qui supporte au maximum une dizaine de tubes de glissement. La poutre a plusieurs fonctions:

- elle ferme la cavité (joint vide),
- elle supporte les tubes de glissement et leur mécanisme de réglage,
- elle sert de ligne droite de référence pour l'alignement.

La procédure utilisée pour l'alignement et l'assemblage du DTL est alors la suivante:

- 1) Les poutres (vides) sont fixées sur l'enceinte et alignées.
- 2) Les poutres sont enlevées et les tubes de glissement fixés et alignés relativement aux faces des poutres.
- 3) Les poutres assemblées sont fixées sur l'enceinte.
- 4) Les demi-tubes de glissement aux extrémités sont alignés.

La précision obtenue, 100 μm entre chaque tube de glissement pour une erreur cumulée maximum de 200 μm sur la longueur de l'enceinte, est cependant bien supérieure à la tolérance imposée au DTL d'IPHI. La précision finale obtenue sur cette machine CERN (y compris l'alignement de la structure dans le tunnel par des moyens optiques) est de $\pm 250 \mu\text{m}$.

Le projet de DTL à cycle utile continu FMIT devait faire usage de ce système: les tiges support devaient être fixés à 11 poutres de 3 mètres de long environ, chacune pesant 3 tonnes et portant 3 à 14 tubes de glissement. Comme au CERN la philosophie était d'aligner précisément les tubes de glissement relativement à la poutre, puis d'aligner les poutres sur l'enceinte. L'alignement des tubes de glissement est référencé par rapport aux visées des poutres (2 par poutre), qui servent ensuite à aligner les poutres entre elles. La précision n'est que de 250 μm et 1 mrad pour l'alignement des tubes de glissements, et encore 250 μm pour l'alignement des poutres.

L'utilisation d'un tel intermédiaire a des avantages et des inconvénients. Un avantage majeur a trait à tous les problèmes d'entretien et de manutention: il est facile de désaccoupler une poutre tandis qu'accéder à un tube de glissement central sans démonter tous les autres est problématique dans un système sans poutre. Le concept de poutre facilite le positionnement des tubes de glissement qui peuvent être facilement glissés sous la poutre. L'installation des tubes de glissement par l'intérieur de l'enceinte est compliquée compte tenu de ses dimensions (50 cm de diamètre). Une autre motivation qui conduit à l'utilisation d'un système de poutres est relatif à l'activation de l'enceinte qui conduit à minimiser les interventions dans ou à proximité de celui-ci. D'un autre côté, le problème majeur lié à cette poutre est double. Compte tenu du pas entre les tubes de glissement, il est en l'état actuel difficile de réaliser plusieurs poutres faute de place pour placer des joints entre elles. Ceci condamne à l'utilisation d'une poutre unique de 6 mètres, lourde, présentant une flèche importante et imposant d'aligner entre eux un nombre élevé de tubes de glissement. D'autre part, cet élément intermédiaire est une source supplémentaire d'erreur (positionnement des aimants par rapport à la poutre, puis de la poutre par rapport à l'enceinte). S'en affranchir consiste à aligner directement les tubes de glissement in situ, ce qui implique de renoncer à l'un des avantages clé de ce système. Il semble d'ailleurs qu'aux Etats-Unis ce système ne soit plus très en vogue, les tubes de glissement du DTL de SNS étant par exemple bridés directement sur l'enceinte.

Néanmoins, compte tenu des dimensions relatives des tubes de glissement et de l'enceinte, et de la faiblesse des espaces accélérateurs entre tubes de glissement, le concept de poutre a été retenu pour la maquette, en raison des facilités de manutention qu'il offre. En revanche, le problème se posera pour un DTL final de l'utilisation d'une unique poutre de six mètres de long environ supportant toutes les tiges support, ou de poutres multiples de dimensions plus petites. Néanmoins, le faible pas entre les tubes de glissement, qui se répercute au niveau des brides de fixation de la liaison des tiges support sur le tank, laisse très peu de place pour insérer des brides entre poutres successives. C'est une des questions majeures que ne peut servir à trancher la maquette du DTL.

IV.5 Vide

L'obtention d'un "bon" vide est nécessaire afin de maintenir les caractéristiques du faisceau. En particulier, un vide insuffisant engendre un grossissement d'émittance.

En régime stationnaire, les phénomènes rendant le pompage nécessaire sont: la désorption des surfaces, la perméation à travers les parois et les joints, et les fuites résiduelles. Selon les matériaux, la perméation ou la désorption est le phénomène dominant. Les fuites résiduelles sont bien inférieures et rarement mesurables. Elles sont estimées par convention et par précaution à 10 fois la sensibilité du détecteur de fuite utilisé.

Le dimensionnement d'une installation en ultravide comme celle-ci peut être abordée de deux manières. La première, courante aux Etats-Unis, consiste à investir dans un pompage puissant et donc massif, sans porter d'efforts trop importants sur le traitement des origines des désorptions. La seconde méthode, plus européenne, consiste à porter les efforts sur les traitements de surface et les joints, afin de minimiser le dispositif de pompage et de le rendre le plus compact (et économique) possible.

Ce choix a des conséquences majeures sur au moins trois aspects: le traitement des surfaces exposées au vide, le choix des pompes, et le choix des joints.

Le problème premier qui se pose est le choix du "bon" vide. Suivant l'expérience du linac de l'accélérateur Saturne, le vide demandé dans le DTL est $5 \cdot 10^{-8}$ mbar ($5 \cdot 10^{-6}$ Pa) ou mieux en fonctionnement, ce qui implique un dimensionnement pour un vide de $5 \cdot 10^{-9}$ mbar ($5 \cdot 10^{-7}$ Pa) au moins hors injection de puissance HF (celle-ci engendrant des dégazages supplémentaires). Par ailleurs, le pompage est dimensionné non pour la maquette, mais pour un tronçon de DTL. Le choix d'une longueur de tronçon de 2 mètres implique donc l'utilisation de trois groupes de pompage sur la machine finale. Par ailleurs, ce vide doit être assuré, en régime permanent, par un système de pompage n'engendrant aucune vibration mécanique (en particulier, pas de pompe mécanique ou turbomoléculaire si ce n'est pour le pré-vidage).

IV.5.1. Choix technologiques

IV.5.1.1 Traitements de surface

La basse température de recuit du cuivre est un frein à son étuvage. De plus, les tolérances très strictes imposées sur des faces de bride de référence rendent les traitements thermiques après réalisation finale hasardeux. En conséquence, aucun étuvage n'est prévu.

Les traitements de surface utilisés, nécessaires pour l'obtention de faibles désorptions, sont donc de nature chimique (Chapitre V).

IV.5.1.2 Pompes

Le pré-vidage est assuré par une pompe turbomoléculaire de $0,04 \text{ m}^3/\text{s}$ et le pompage par l'association d'une pompe à sublimateur de titane et d'une pompe ionique ($1 \text{ m}^3/\text{s}$ et $0,05 \text{ m}^3/\text{s}$ respectivement), la première fonctionnant par cycle et avec une efficacité plus prononcée pour le pompage des espèces chimiquement actives (hydrogène notamment) du fait qu'elle fonctionne exclusivement par adsorption (figure IV-84). Ces deux pompes ont une pression minimum d'utilisation de l'ordre de 10^{-7} et 10^{-6} mbar respectivement (10^{-5} et 10^{-4} Pa), et ne génèrent pas de vibrations.

Implantation pompasse maquette DTL

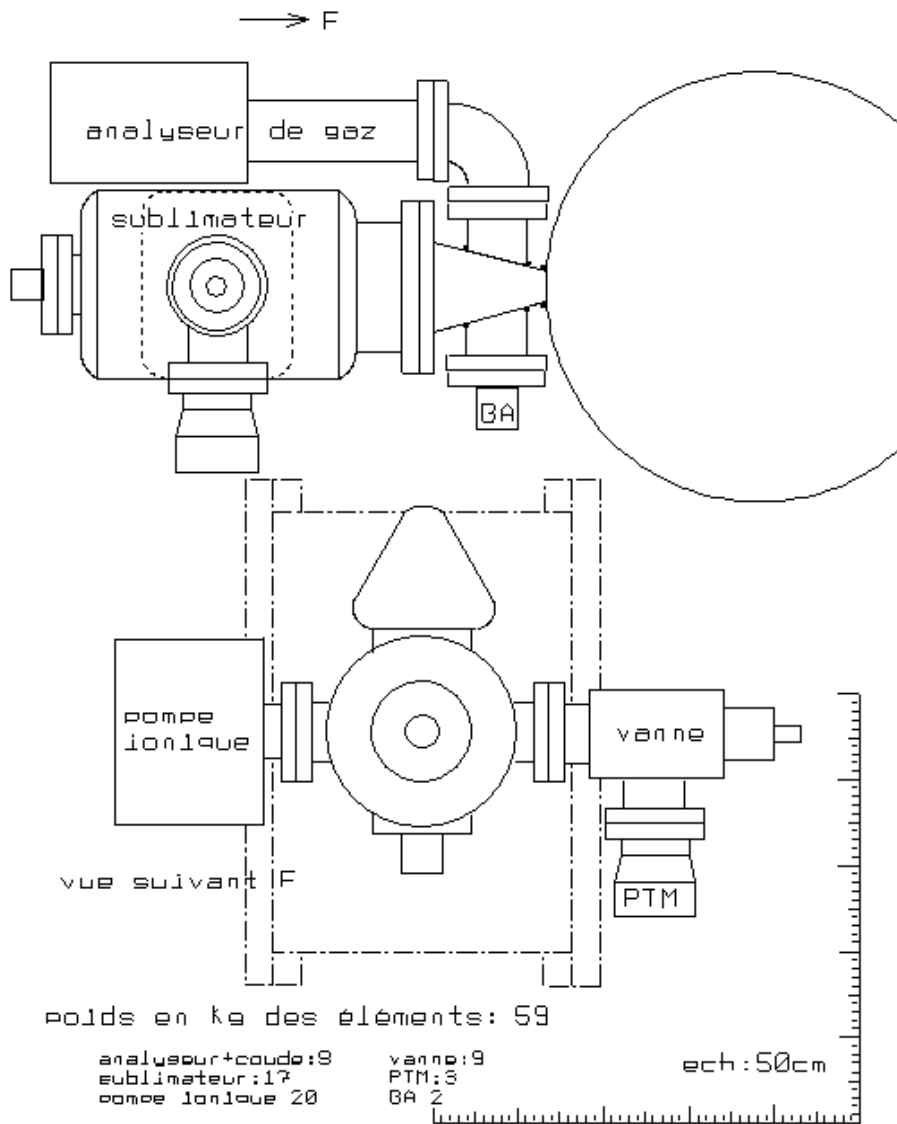
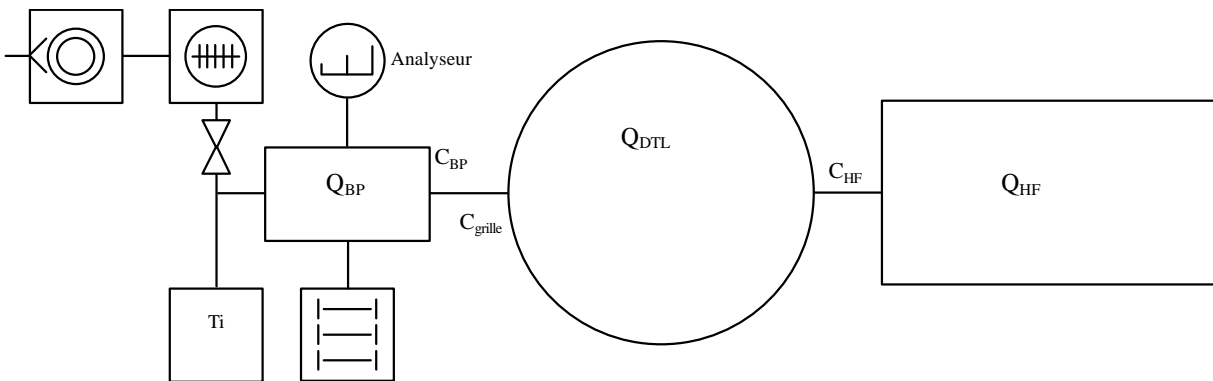


figure IV-84 - Schéma (ci-dessus) et organigramme (ci-dessous) du vide de la maquette DTL.



IV.5.1.3 Joints

Le choix des joints pour l'enceinte a des conséquences majeures sur sa conception mécanique. L'utilisation de joints élastomères a l'avantage d'être économique et nécessite des forces de serrage limitées. En revanche, ces joints sont eux-mêmes sensibles à la perméation (dans des proportions différentes selon le type d'élastomère) et ils désorbent dans des proportions importantes.

A l'inverse, les joints métalliques (aluminium ou cuivre) ont l'avantage de ne pas désorber et d'être étanches à la perméation, mais ils nécessitent des forces de serrage et des états de surfaces nettement plus contraignants, sans compter qu'ils sont généralement coûteux et à usage unique.

Entre ces deux catégories se situent les joints métalliques à fil (indium), à usage unique mais nécessitant de faibles efforts de serrage tout en étant imperméables et très faiblement désorbants.

Il faut aussi mentionner la sensibilité des joints élastomères aux rayonnements (rayons X), qui tendent à les faire durcir et à terme à provoquer des fuites.

L'obtention d'un vide élevé conduit naturellement à préférer les joints métalliques, en particulier pour une installation n'ayant pas vocation à être montée et démontée. Ce raisonnement ne s'applique bien sûr pas à la maquette elle-même; pour celle-ci, deux configurations de joints sont prévues:

- une configuration nominale (qui serait celle choisie pour le DTL final), qui fait appel à des joints métalliques de type *Helicoflex*®;
- une deuxième configuration, dite "standard", dans laquelle tous les joints *Helicoflex*® sont remplacés par des joints élastomères *Viton*.

La configuration "standard" est rendue nécessaire par le fait que les joints *Helicoflex*® sont très coûteux et doivent être changés à chaque ouverture de la bride. La maquette doit toutefois permettre de valider la configuration de vide nominale.

Il faut rappeler que le vide a initialement été conçu en considérant que toutes les brides sont en cuivre. Ceci disqualifie bien entendu les joints en cuivre qui marqueraient les surfaces. Les joints en aluminium à couteau et les joints indium ne peuvent pas être utilisés pour des faces de référence, car il est impossible de respecter des tolérances de parallélisme si le serrage des brides n'est pas effectué face contre face. On en arrive donc à choisir des joints *Helicoflex*®. Le modèle Δ à deux arêtes, nécessitant une force de serrage moindre et adapté au cuivre qu'il ne marque pas, a été choisi. Le remplacement de l'enceinte en cuivre par une enceinte en acier inoxydable ne change pas la donne pour les six brides concernées (poutre sur enceinte, tubes de glissement sur poutre et capots sur enceinte) puisque les pièces massives en cuivre sont conservées.

Cette argumentation ne s'applique pas aux autres brides, de modèle standard en acier inoxydable et sans tolérance particulière; les brides de la manchette et de la fenêtre HF utilisent des joints aluminium, celles des pompes, de l'analyseur de gaz et des piquages de petites dimensions (CF16 et CF40) des joints en cuivre.

Le choix des joints n'est pas seulement dicté par leurs caractéristiques vis-à-vis du vide. En effet, il était à l'origine envisagé d'utiliser les joints vide comme contact HF entre les brides, afin de pouvoir se dispenser de joints de contact HF. Ceci est un argument supplémentaires en faveur de l'utilisation de joints métalliques, car la qualité des contacts entre les surfaces métalliques supportant des courant HF influe de manière très importante sur le coefficient de qualité d'une cavité. Afin de blinder les joints *Viton* vis-à-vis de la HF (minimisation des échauffements, limitation des risques de détérioration des joints) dans la configuration "standard" de la maquette, l'utilisation de joints mixtes a été envisagée. Ces joints se composent d'un

anneau en *Viton* de section rectangulaire sur lequel est fixé une spirale ressort en bronze béryllium assurant le contact électrique.

Toutefois, même dans cette optique, le joint vide des capots d'extrémité pose un problème particulier. La bride circulaire de fermeture des flasques coupe en effet les lignes de courant; le champ magnétique peut donc pénétrer dans l'interstice entre le couvercle et l'enceinte, large de 0,4 mm, et venir endommager les joints si ceux-ci ne sont pas métalliques. Même dans le cas où les joints sont métalliques, la surface supplémentaire vue par la HF induit des pertes qui détériorent le facteur de qualité. Afin de quantifier les risques, un calcul *SUPERFISH* spécifique a été effectué (voir en annexe).

Cette simulation indique que le champ magnétique pénètre dans la fente entre le capot et la bride, et tend même à s'y amplifier légèrement (un peu plus de 3% sur 30 mm). Les dépôts de puissance sont loin d'être négligeables: 2,4 kW sur l'ensemble de cet interstice par bride, soit 12% d'augmentation des pertes par rapport aux 40 kW injectés dans la maquette pour l'obtention du champ nominal. Pour une enceinte de 6 mètres, ces 5 kW représentent 1,5% de pertes additionnelles.

Ces pertes n'étant pas négligeables, il a donc été décidé de court-circuiter cette gorge par le placement d'un joint HF spécifique (ressort en cuivre béryllium plaqué argent) destiné à empêcher la pénétration du champ magnétique dans la fente, et par conséquent à éviter toute perte thermique dans la zone et à protéger les joints élastomères. Pour cette même raison, il est souhaitable que la gorge accueillant ce joint HF se trouve aussi près que possible de la cavité.

A l'occasion de l'abandon du prototype en cuivre au profit de la maquette en acier inoxydable, ce concept de joints HF a été étendu à la bride entre la poutre et l'enceinte, les interstices de cette bride perpendiculaires à l'axe de l'enceinte présentant une géométrie relative aux lignes de champ magnétique identique à celle des brides de capot.

En conséquence, le concept de joints métalliques à double emploi (vide et contact électrique) a été abandonné. Quoique séduisant par la simplification qu'il apporte, il est un facteur de pertes HF supplémentaires. Le système utilisé combine donc des joints HF (ressorts en cuivre béryllium argenté) et des joints à vide (métalliques ou élastomères selon la configuration).

IV.5.2. Calcul du vide

IV.5.2.1 Dimensionnement de la grille de pompage

Les dimensions de la grille de pompage pour la maquette en cuivre ont été optimisées en tenant compte des courants et couplages HF et de la rigidité mécanique de l'enceinte. Ainsi, les fentes oblongues sont orientées parallèlement aux lignes de courant.

Comme l'acier inoxydable est un mauvais conducteur thermique, une unique ouverture a remplacé les trous oblongs de la grille de pompage destinée à la maquette en cuivre. En effet, la surface située entre les deux rangées de trous oblongs devenait difficile à refroidir. Afin de simplifier la conception mécanique, la solution d'une ouverture unique a été choisie. Elle est néfaste sur le plan HF car elle permet une pénétration de l'onde dans l'ouverture destinée au pompage (figure IV-74), ce qui implique d'allonger la grille et de la cuivrer. Sur le plan du vide, les conséquences sont une chute de la conductance de 12% environ (tableau IV-27).

	Surface de la grille	Conductance 2D	Conductance 3D	Conductance totale
Pompage maquette cuivre	109,7 cm ²	1,28 m ³ /s	2,61 m ³ /s	0,86 m ³ /s
Pompage maquette inox	96,6 cm ²	1,12 m ³ /s	2,41 m ³ /s	0,76 m ³ /s

tableau IV-27 - Grille de pompage pour les deux versions de la maquette.

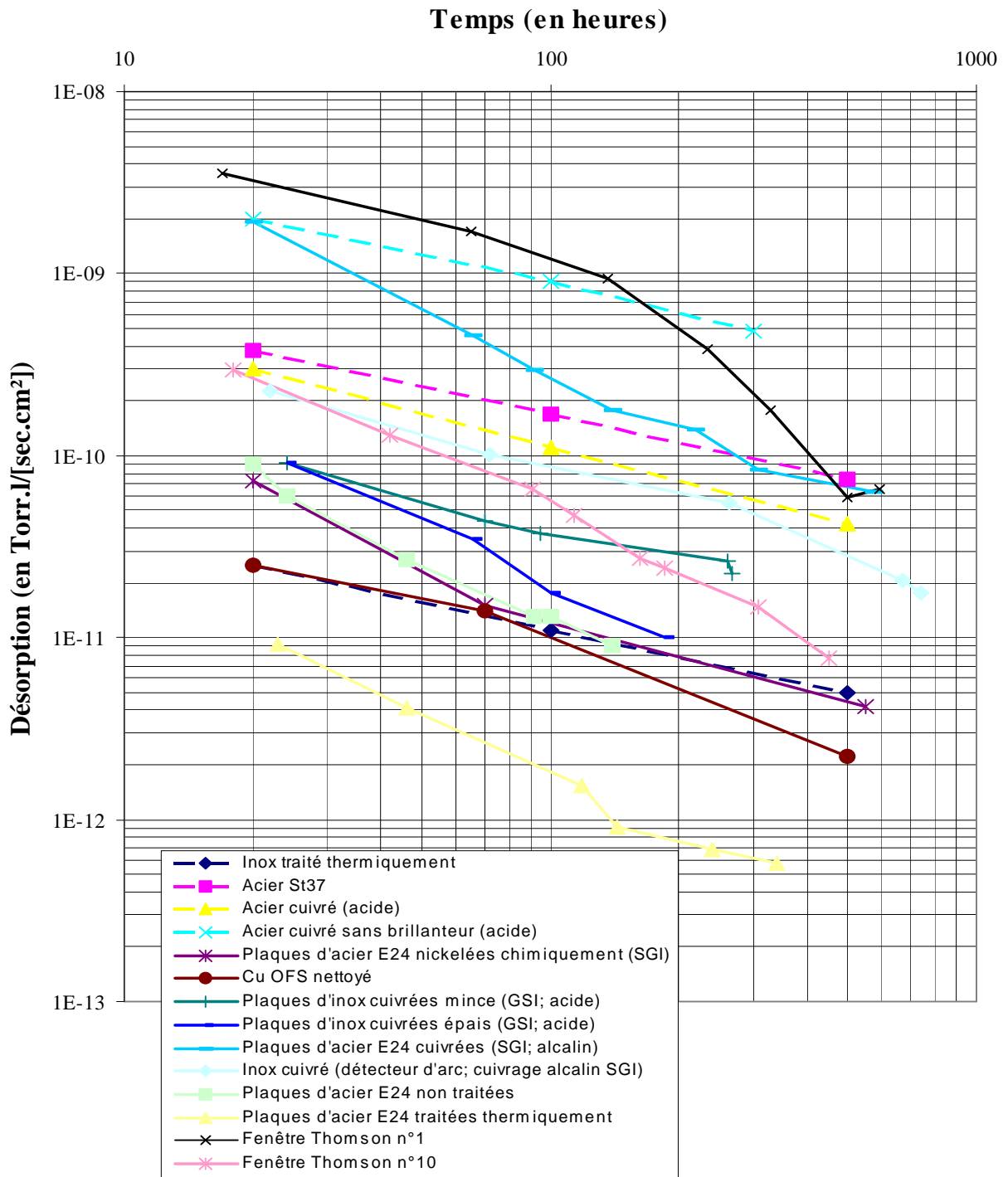


figure IV-85 - Comparatif des désorptions pour différents métaux et cuivrages.

IV.5.2.2 Taux de désorption

La désorption est le phénomène dominant nécessitant un pompage. La connaissance des taux de désorption des matériaux constituant l'enceinte est donc impérative.

Le taux de désorption du cuivre est bien connu. En revanche, le taux de désorption d'un cuivrage électrolytique est fortement dépendant non seulement des procédés de nettoyage

postérieurs au cuivrage mais aussi de la méthode de cuivrage elle-même, voire du support de ce cuivrage.

Lors de son séjour dans le bain catalytique, la pièce cuivrée emprisonne une quantité d'hydrogène à quantifier. En théorie, un cuivrage désorbe la même quantité de gaz quelle que soit son épaisseur (puisque la désorption d'un matériau donné sous vide n'est proportionnelle qu'à sa surface). En revanche, la désorption d'un cuivrage épais décroît moins vite que celle d'un cuivrage mince (la réserve de gaz emprisonnée étant, elle, proportionnelle au volume du matériau), et les traitements thermiques destinés à désorber le gaz emprisonné sont donc fortement liés à l'épaisseur du matériau.

Des tests ont été effectués sur des pièces d'essai et des éléments cuivrés disponibles (fenêtres et guides d'amener HF) pour estimer:

- la différence de désorption entre un cuivrage acide et un cuivrage cyanuré (minces);
- la différence de désorption dans le temps et en fonction des traitements thermiques appliqués pour des cuivrages acides mince et épais;
- la différence de désorption suivant la nature du substrat (acier au carbone ou inoxydable).

Ces mesures [43] ont été réalisées différemment selon les échantillons. Les mesures sur les chambres cuivrées (fenêtres Thomson et guide d'onde détecteur d'arc), mises sous vide intérieur, incluent dans le coefficient de désorption mesuré des fuites résiduelles et des perméations (celles-ci étant toutefois négligeables étant donné que ces chambres sont en acier inoxydable). Les plaques cuivrées, mesurées dans une enceinte calibrée, ne sont pas sensibles à ces perturbations.

Les résultats de ces mesures sont résumés sur les courbes de la figure IV-85. Quelques courbes ont été ajoutées à titre de comparaison: cuivre OFS, acier inoxydable... Les courbes en pointillé sont issues de mesures réalisées par GSI.

Il convient de tirer un certain nombre d'enseignements de ces mesures.*

- ✓ Le cuivrage tend à détériorer le taux de désorption de son support (acier ou inox), au mieux d'un facteur 2, au pire d'un facteur 100.
- ✓ Le type de cuivrage a un impact important sur le taux de désorption. Le cuivrage alcalin est globalement moins bon que le cuivrage acide, mais la diminution temporelle de son taux de désorption est meilleure. On peut avancer une explication: le cuivrage en milieu acide produit chimiquement de l'hydrogène qui pollue la couche de cuivre et le support. La désorption est relativement lente. Le cuivrage alcalin ne produit pas d'hydrogène et la pollution engendrée n'est que surfacique, d'où une décroissance plus rapide du taux de désorption. En revanche, cette méthode de cuivrage est globalement inférieure parce que l'état de surface résultant est moins bon que pour un cuivrage acide; la surface désorbante effective est donc plus grande. Cette différence d'état de surface est visible à l'œil nu sur les plaques d'acier E24 cuivrées utilisées pour ces essais.
- ✓ La différence de comportement de l'acier inoxydable et de l'acier au carbone est remarquable. Le taux de désorption avant et après traitement thermique est toujours meilleur pour l'acier au carbone. Avant traitement thermique, ceci s'explique par l'élaboration sous hydrogène de l'acier inoxydable, facteur de pollution volumique bien connu. L'amélioration des propriétés de désorption par traitement thermique pour l'inox est donc logique. Dans le cas de l'acier au carbone, qui n'est pas élaboré sous hydrogène, l'amélioration des propriétés de désorption par traitement thermique est probablement due

* Accessoirement, ces mesures permettent de déduire que les fenêtres Thomson, destinées au RFQ d'IPHI, ont été cuivrées suivant la méthode alcaline (Thomson refusant d'indiquer la méthode utilisée). Ceci est d'autant plus probable que la méthode alcaline est la plus répandue dans l'industrie.

à la taille de grain importante de ce matériau, qui permet une migration rapide des espèces piégées dans le métal. (En contrepartie, cette taille de grain favorise la perméation, problème majeur des aciers au carbone.)

Ces mesures ont contribué au choix de la technique de cuivrage. Elles ont surtout permis de vérifier que le dimensionnement du pompage, prévu à l'origine pour une enceinte en cuivre, restait viable pour une enceinte en acier inoxydable cuivré.

	Désorption (en Pa.m/s)
Cuivre (non étuvé)	$1,33.10^{-8}$
Acier inoxydable	$1,60.10^{-8}$
Cuivrage Thomson*	$7,98.10^{-8}$
Cuivrage GSI (acide)	$5,32.10^{-8}$
Cuivrage alcalin	$1,13.10^{-7}$
Joint Viton	$2,66.10^{-6}$

tableau IV-28 - Taux de désorptions à 100 h utilisés.

IV.5.2.3 Calcul du vide [44]

L'organigramme du vide de la maquette (figure IV-84) indique les flux à pomper et les conductances considérés (les autres sont négligés): Q_{BP} (flux du boîtier de pompage), Q_{DTL} (flux dans l'enceinte du DTL), Q_{HF} (flux dans la zone comprise entre la fenêtre HF et l'entrée HF sur l'enceinte), C_{grille} (conductance de la grille de pompage), C_{BP} (conductance du boîtier de pompage conique), C_{HF} (conductance de l'entrée HF).

Les taux de désorption utilisés pour ces calculs sont présentés dans le tableau IV-28. Les surfaces désorbantes figurent dans le tableau IV-29. Quatre configurations sont envisagées: la maquette en cuivre, la maquette en acier inoxydable cuivré, et pour chacune de ces configurations la surface correspondante dans un tronçon de 2 mètres de DTL. Toutes ces configurations sont présentées avec les joints métalliques de la solution nominale.

Du tableau IV-28 et du tableau IV-29 on peut déduire les flux de désorption en régime stationnaire (toujours sur une base à 100 h). Ces flux pour les quatre configurations figurent sur le tableau IV-30.

Surface	Matériau (configuration cuivre)	Matériau (configuration inox cuivré)	Aire (maquette)	Aire (tronçon 2 m)
Enceinte	Cuivre	Cuivrage acide	1,17 m ²	5,91 m ²
Capots et poutre	Cuivre	Cuivre	0,45 m ²	0,75 m ²
Tiges support et tubes de glissement	Cuivre	Cuivre	0,28 m ²	1,84 m ²
Fenêtre Thomson	Cuivrage Thomson	Cuivrage Thomson	0,84 m ²	0,84 m ²
Détecteur d'arc	Cuivrage alcalin	Cuivrage alcalin	0,91 m ²	0,90 m ²
Piquage HF enceinte	Cuivre	Cuivrage acide	0,15 m ²	0,15 m ²
Bloc pompage	Acier inoxydable	Acier inoxydable	0,08 m ²	0,08 m ²

tableau IV-29 - Surfaces désorbantes.

* La fenêtre en céramique est assimilée à un cuivrage Thomson en termes de désorption, dans la mesure où cette désorption est incluse dans les mesures.

	Configuration cuivre		Configuration inox cuivré	
	Maquette	Tronçon 2 mètres	Maquette	Tronçon 2 mètres
Sortie piquage HF Q_{HF}	$1,9 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$1,8 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$1,9 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$1,8 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s
Sortie enceinte Q_{DTL}	$2,2 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$3,4 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$2,8 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$6,2 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s
Entrée pompe Q_{BP}	$2,3 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$3,4 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$2,8 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s	$6,2 \cdot 10^{-7}$ Pa.m ³ /s

tableau IV-30 - Flux de désorption en régime stationnaire.

	Configuration cuivre	Configuration inox cuivré
Gille de pompage C_{grille}	0,86 m ³ /s	0,76 m ³ /s
Bloc pompage conique C_{BP}	2,55 m ³ /s	2,55 m ³ /s
Fente d'arrivée HF C_{HF}	0,36 m ³ /s	0,36 m ³ /s

tableau IV-31 - Conductances.

	Configuration cuivre		Configuration inox cuivré	
	Maquette	Tronçon 2 mètres	Maquette	Tronçon 2 mètres
Zone HF	$1,1 \cdot 10^{-8}$ mbar	$1,4 \cdot 10^{-8}$ mbar	$1,3 \cdot 10^{-8}$ mbar	$2,2 \cdot 10^{-8}$ mbar
Enceinte DTL	$5,8 \cdot 10^{-9}$ mbar	$9,1 \cdot 10^{-9}$ mbar	$7,6 \cdot 10^{-9}$ mbar	$1,7 \cdot 10^{-8}$ mbar

tableau IV-32 - Pressions en régime stationnaire.

Le tableau IV-31 résume les conductances. Toutes sont communes à toutes ces configurations à l'exception de celle relative à la grille de pompage.

On aboutit ainsi aux pressions dans les deux zones principales de l'enceinte: la "zone HF" (entre la fente de couplage et la fenêtre Thomson), et l'enceinte DTL elle-même (tableau IV-32).

Ces résultats appellent quelques remarques.

Tous ces calculs s'entendent *en conditions de laboratoire*, c'est-à-dire qu'aucun coefficient de sécurité n'est inclus.

Avec des joints *Viton*, le vide dans la maquette en acier inoxydable cuivré est $1,2 \cdot 10^{-8}$ mbar. Dans un tronçon de 2 mètres en acier inoxydable cuivré, il serait de $2,6 \cdot 10^{-8}$ mbar.

La différence entre les configurations cuivre et acier inoxydable cuivré n'est pas très importante. Néanmoins, le cahier des charges ($5 \cdot 10^{-9}$ mbar) n'est respecté dans aucune des deux configurations, au pire d'un facteur 2 environ. Il convient donc d'y remédier soit par l'utilisation de pompes de débit-volume supérieur, soit par l'ajout de blocs de pompage supplémentaires.

La faible différence entre les cas *Viton* et *Helicoflex*® dans le cas du tronçon de 2 mètres s'explique en grande partie par les fortes désorptions issues de la zone HF. Dans le DTL final, cette zone sera géométriquement différente et son cuivrage sera effectué suivant les mêmes procédures que le reste de l'enceinte afin de minimiser les désorptions.

Les désorptions vont tendre à diminuer dans le temps sous l'action de la HF qui va accélérer la désorption de l'hydrogène contenu dans les cuivrages. Il faut donc s'attendre à observer à terme un vide meilleur que ce que ces calculs ne le laissent entendre. C'est un enjeu important des tests en puissance sur la maquette DTL, dans la mesure où les résultats indiqueront si l'utilisation de joints métalliques est réellement intéressante.

IV.6 Résumé

Au cours de cette partie, nous avons décrit les différents choix technologiques retenus pour les composants de la maquette DTL, dans l'optique du DTL complet.

Deux modèles d'aimants susceptibles de remplir le cahier des charges ont été conçus, leurs défauts identifiés, leurs potentialités évolutives envisagées. Ils utilisent différents matériaux et bobinages, pour des puissances électriques variant de 50%.

Deux types de tubes de glissement associés ont été étudiés. Le premier utilise des principes conventionnel, le second ayant une approche plus innovante et a priori plus performante. Leur viabilité thermique et mécanique a fait l'objet des études nécessaires.

Une enceinte DTL en cuivre a été également conçue. L'échec de sa réalisation, qui sera relaté dans le Chapitre V, a conduit à une évolution radicalement différente, faisant appel à l'acier inoxydable et aux techniques de cuivrage. Des calculs mécaniques et thermiques importants ont permis de dimensionner les paramètres d'une telle enceinte et son refroidissement.

Deux points particuliers ont fait l'objet d'études spécifiques: la méthode de fixation des tubes de glissement sur l'enceinte DTL et les problèmes de vide.

Un concept de poutre commune à tout ou partie des tubes de glissement a été choisi pour les facilités qu'il offre. Un système de liaison souple par soufflet cuivre permet l'alignement des ensembles tubes de glissement + aimant après montage, tout en respectant les impératifs thermiques imposés par les dépôts de puissance HF.

Un système de pompage a été choisi et dimensionné, un peu en deçà des spécifications demandées. Les paramètres nécessaires au dimensionnement de ce pompage, en particulier les mesures des taux de désorption des matériaux utilisés, ont été étudiés expérimentalement.

Les questions d'alignement magnétique des quadripôles ont été prises en compte. Les difficultés engendrées par les tolérances demandées ont été soulignées.

Dans le chapitre suivant, nous allons décrire la réalisation technique de la maquette DTL.

Références pour le chapitre IV

- [1] D. Uriot, "**Maquette du DTL d'IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 99/49 du 25 juin 1999.
- [2] J. Ungrin & al., "**Post-coupler and stem current measurements for high current cw drift-tube linacs**", IEEE Trans. Nuc. Sc., Vol. NS-30, No. 4, August 1983.
- [3] A. Tkatchenko, "**Mouvement d'une particule chargée dans un champ magnétique (courbure et focalisation transverse)**", cours du DEA "Physique et Technologie des Grands Instruments".
- [4] K. Halbach, "**Magnet innovations for linacs**", Proceedings of the 1986 Linear Accelerators Conference, pp. 407-410.
- [5] K. Halbach & al., "**Hybrid rare earth quadrupole drift tube magnets**", IEEE Trans. Nuc. Sc., Vol. NS-32, No. 5, October 1985, pp. 3643-3645.
- [6] R. Duperrier, "**Optimisation des tubes de glissement du D.T.L. d'IPHI (partie magnétique)**", rapport de stage CEA/LNS/GECA non référencé, juillet 1997.
- [7] M.I. Green & D. Van Dyke, "**Permeability measurements of Vanadium Permendur**", rapport du Magnetic Measurements Engineering Group, S/N 90-102, -105, -106, Lawrence Berkeley Laboratory, janvier 1991.
- [8] Spécifications techniques des sociétés Arnold (Permendur 49), Carpenter (Hiperco 50) et Vacuumschmelze (VacoFlux 50).
- [9] P.-E. Bernaudin, "**DTL du projet IPHI - Proposition de quadripôles**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 99/25 du 15 mars 1999.
- [10] R.M. Main & al., "**High-gradient drift-tube quadrupole magnet**", Proceedings of the 1966 Linear Accelerators Conference, pp. 153-156.
- [11] P. Rub & W. Joss, "**A new type of radially cooled helices designed for a 25 T magnet**", IEEE Trans. Mag, Vol. 32. No.4, pp. 2570 et suivantes, July 1996.
- [12] G.E. Fischer & al., "**Finding the magnetic center of a quadrupole to high resolution**", rapport SLAC non référencé et non daté.
- [13] C.M. Fortgang & al., "**Pulsed taut-wire alignment of multiple permanent magnet quadrupoles**", Proceedings of the 1990 Linear Accelerators Conference, pp. 426-428.
- [14] J. DiMarco & al., "**Field alignment of quadrupole magnets for the LHC interaction regions**", IEEE Trans. Applied. Superconductivity., vol. 10, No.1, mars 2000, pp127-130.
- [15] C. Evesque, "**Compte-rendu International Magnet Measurement Workshop n°11**", rapport interne CEA DSM/DAPNIA/SEA 99/79 du 6 octobre 1999.
- [16] C. Evesque & J. Bissirieux, "**Mesure et alignement magnétique du DTL de IPHI - Compte-rendu de mission au CERN**", rapport interne CEA DSM/DAPNIA/SEA 99/88 du 8 novembre 1999.
- [17] P. Léaux, "**Description d'un procédé d'intégration de précision pour un signal électrique**", rapport interne CEA DSM/DAPNIA/SEA non référencé du 22 janvier 1999.

- [18] H. Schöler & H. Euteneuer, "**Corrosion of copper by deionized cooling water**", rapport non daté et non référencé de l'Institut für Kernphysik de la Johannes-Gutenberg-Universität, Mayence, Allemagne.
- [19] Advanced Energy Systems, Inc., "**Conceptual design development of the 5 MeV drift tube for the IPHI drift tube linac - Phase I final report**", 23 avril 1999.
- [20] D.J. Liska & L.B. Dauelsberg, "**A drift-tube linac incorporating a ramped accelerating field**", Proceedings of the 1987 Particle Accelerator Conference, pp. 1797-1799.
- [21] A.M.M. Todd & al. "**The Continuous Wave Deuterium Demonstrator (CWDD) design and status**", Proceedings of the 1993 Particle Accelerator Conference, pp. 1777-1779.
- [22] R.A. Michelotti & al. "**Materials considerations for a high power-density accelerator**", IEEE Trans. Nuc. Sc., Vol. NS-32, No. 5, October 1985.
- [23] D. Arnaud & al. "**Propriétés du cuivre et de ses alliages**", Techniques de l'Ingénieur, M 430.
- [24] J. Barbery, "**Données numériques sur le cuivre et ses alliages. Cuivres et alliages industriels corroyés**", Techniques de l'Ingénieur, M 433.
- [25] J.D. Troxell, "**Cuivre renforcé à dispersion d'oxyde d'aluminium**", Matériaux & Techniques, N°6-7, 1993.
- [26] R. Develay, "**Propriétés de l'aluminium et des alliages d'aluminium corroyés. Propriétés métallurgiques**", Techniques de l'Ingénieur, M 438.
- [27] R. Develay, "**Propriétés de l'aluminium et des alliages d'aluminium corroyés. Principaux alliages**", Techniques de l'Ingénieur, M 440.
- [28] J. Hochmann, "**Données numériques sur les aciers inoxydables**", Techniques de l'Ingénieur, M 323.
- [29] G. Béranger, F. Duffaut, J. Morlet et J.-F. Thiers éd., "**Les alliages de fer et de nickel**", Techniques et Documentations, 1996.
- [30] N. Ito & al. "**Fabrication and tests of the DTL hot model in the R&D works for the basic technology accelerator (BTA) in JAERI**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerator Conference, pp. 119-121.
- [31] E.O. Ballard & al. "**Ground Test Accelerator (GTA) drift tube linac (DTL) fabrication and assembly status**", Proceedings of the 1992 Linear Accelerator Conference, pp. 395-397.
- [32] E. Vernay, "**Etude de la maquette du DTL d'IPHI**", Rapport ISN Grenoble SERM/DTL/00-01 du 5 mai 2000.
- [33] P.-E. Bernaudin & M. Painchault, "**Conception thermo-mécanique d'un tank de DTL**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 01-33, décembre 2001.
- [34] H. Nakahira & al., "**Anisotropy of Thermally Sprayed Coatings**", Proceedings of the International Thermal Spray Conference & Exposition, Orlando, Floride, 28/5-5/6/1992.
- [35] C. Verdy, "**Structures multicouches mises en forme par projection thermique: élaboration, caractérisation et applications**", thèse de doctorat de l'Université de Franche Comté soutenue le 9 décembre 1998.
- [36] P.-E. Bernaudin et al., "**Refroidissement maquette du DTL v 2.0**", Rapport CEA non référencé du 8 mars 2002.
- [37] F. Naito et al., "**Development of a high power 432 MHz DTL**", Proceedings of the 1992 Linear Accelerator Conference.

[38] Y. Iino et al., "**Fabrication technique of drift tube with permanent quadrupole magnet for the linac of the JHP**", Proceedings of the 1990 Linear Accelerator Conference.

[39] F. Naito et al., "**New engineering techniques used in a high-power model of the 432 MHz DTL**", Proceedings of the 1994 Linear Accelerator Conference.

[40] B.G. Chidley, "**Conditioning experiments on the 100% duty factor 3 MeV Alvarez linac**", Proceedings of the 1979 Linear Accelerator Conference.

[41] M.V. Fazio et al., "**Experimental investigation of heating phenomena in linac mechanical interfaces from RF field penetration**", Proceedings of the 1981 Particle Accelerator Conference.

[42] E. Boltezar, "**Mechanical design of CERN new linac accelerating structure**", Proceedings of the 1979 Linear Accelerator Conference.

[43] P.-E. Bernaudin & G. Congretel, "**Cuivrage des aciers: mesures comparatives de désorption et application au vide du DTL d'IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SACM 2002/IPHI/03 du 15 janvier 2002.

[44] G. Rommel, "**Gaz à très basse pression. Technique du vide - Formules et tables**", Techniques de l'Ingénieur, B4110, 1985.

Annexe: simulations HF pour la conception de la maquette

Cette annexe compile et résume les principaux calculs HF effectués dans le cadre de la maquette DTL. Il convient de souligner que tous les calculs *MAFIA* présentés ici ont été réalisés par Pascal Balleyguier du CEA/DIF. Les calculs *SUPERFISH* sont l'œuvre de Didier Uriot et moi-même.

Par ailleurs, une étude 3D complète de la maquette, destinée en particulier à l'étude de la perturbation induite par les tiges support (modélisée sous *SUPERFISH* par le biais d'une perturbation), a été envisagée à l'aide du logiciel *SOPRANO*, utilisant la même interface graphique *OPERA* que le code de magnétostatique *TOSCA* utilisé pour la conception des quadripôles. Néanmoins, ce logiciel a montré des défauts importants à plusieurs niveaux. D'une part, son interface intégrée avec le logiciel de CAO *I-DEAS*, dont l'utilisation pour une structure aussi compliquée que la maquette DTL est sinon indispensable du moins très appréciable, s'est avérée défectueuse. Les problèmes rencontrés ont été résolus après un délai exorbitant de plusieurs mois. D'autre part, une fois ce problème résolu, le logiciel a montré des lacunes importantes au niveau des arêtes, où les conditions aux limites étaient mal prises en compte. Là encore la solution n'a été apportée à ce problème qu'après plusieurs autres mois. Faute de temps cette simulation 3D complète de la maquette a été abandonnée dans le cadre de cette thèse. Tout au moins celle-ci aura donné à la société *Vector Fields* l'occasion d'améliorer notablement les performances de son code de calcul *SOPRANO*...

A1-1 Dimensionnement HF de la maquette [1]

Ce calcul de base, réalisé en 2D à l'aide de *SUPERFISH*, est la référence ayant servi à la conception du DTL. Il est à l'origine des dimensions des tubes de glissement et, aux corrections ultérieures près (A1-4), de celles de l'enceinte.

Le maillage utilisé pour ce calcul (0,25 mm) a été optimisé en fonction du temps de calcul et de la précision requise.

Fréquence de résonance	352,21 MHz
Impédance shunt	27,2 M Ω /m
Puissance dissipée	39,5 kW à 30°C
Champ magnétique moyen sur la paroi de l'enceinte	2711 A/m
Champ magnétique maximum	4672 A/m
Champ électrique maximum	8,2 MV/m soit 0,45 Kp

tableau IV-33 - Caractéristiques générales de la maquette DTL.

La maquette est dimensionnée sur les bases suivantes: tubes de glissement (et cellules) identiques au premier tube de glissement du DTL décrit au Chapitre III*, champ électrique maximum (1,75 MV/m) et enceinte résonant à 352,2 MHz. La température de fonctionnement

* A ceci près que les tubes de glissement sont symétriques, ce qui n'est pas le cas dans le DTL final.

(qui conditionne la résistivité du cuivre) est prise à 30°C. Ces paramètres aboutissent aux caractéristiques générales présentées sur le tableau IV-33.

La répartition des puissances sur les différents éléments constituant la maquette est résumée dans le tableau IV-34. Les densités de puissance les plus importantes sont situées à la base de la tige support (12,5 W/cm²).

	<i>Puissance totale</i>	<i>Densité moyenne</i>	<i>Densité maximale*</i>
Maquette complète	39,47 kW	3,2 W/cm ²	12,5 W/cm ²
Enceinte (sauf capots)	12,69 kW	2,3 W/cm ²	2,3 W/cm ²
Capot (chacun)†	7,45 kW	3,5 W/cm ²	6,6 W/cm ²
Tube de glissement (chacun)‡	2,67 kW	3,7 W/cm ²	6,6 W/cm ²
Tige support (chacune)	1,29 kW	7,4 W/cm ²	12,5 W/cm ²

tableau IV-34 - Caractéristiques générales de la maquette DTL.

En cas de température supérieure, la puissance totale dissipée évolue de 61 W/°C.

A1-2 Echauffement des soufflets [2]

La pénétration de l'onde HF dans la zone de liaison souple entre la tige support et l'enceinte, et les échauffements induits sur le soufflet, sont une préoccupation majeure.

Afin de comprendre les causes de ce phénomène, observé de manière critique sur la machine de Chalk River, une étude théorique accompagnée de simulations 3D a été effectuée.

La seule cause clairement identifiée permettant un couplage entre le mode de la cavité et les modes propres de la géométrie coaxiale que représente l'assemblage du tube du glissement, de la tige support et du soufflet dans son piquage, est liée aux dissymétries géométriques, liées au décentrage des tiges support sur les tubes de glissement, et à la différence de taille entre cellules successives (ces deux aspects sont absents de la maquette), et dissymétries de champ liées à la rampe dans le DTL.

Les simulations *MAFIA* sont effectuées sur la base d'hypothèses de décentrage réalistes mais majorées: décalage de la tige support par rapport au plan de symétrie du tube de glissement de 0,5 mm, décalage en fréquence entre deux cellules par variation de la longueur des espaces accélérateurs.

Ces calculs, normalisés par rapport à une cellule identique mais symétrique, indiquent des dépôts de puissance très faible dans la zone du soufflet (celui-ci étant considéré en cuivre ou en métal cuivré): 46 mW/cm².

A1-3 Pertinence des joints HF [3]

Comme on l'a vu en IV.5.1.3, la pertinence d'utiliser les joints d'étanchéité au vide métalliques comme joints HF est remise en question par la géométrie relative de la bride et de la circulation des courants induits par l'onde HF. A ce titre, une simulation *SUPERFISH* a été effectuée. La

* Il convient d'utiliser ces valeurs de densité de puissance maximum avec précaution, puisqu'il s'agit de valeurs moyennes dépendantes de la segmentation de la structure utilisée sous *SUPERFISH*. Une segmentation plus importante conduirait inéluctablement à des valeurs de puissance moyenne plus élevées.

† En incluant les demi tubes de glissement d'extrémité.

‡ Sauf les deux demi tubes de glissement d'extrémité.

modélisation de ce problème se prête parfaitement à une simulation 2D sous SUPERFISH étant donné sa symétrie de révolution. La géométrie et les dimensions sont présentées sur la figure IV-86.

La géométrie de la cavité a été simplifiée dans la partie basse (tubes de glissement) par suppression des arrondis. De même, la tige support a été traitée comme une paroi complète.

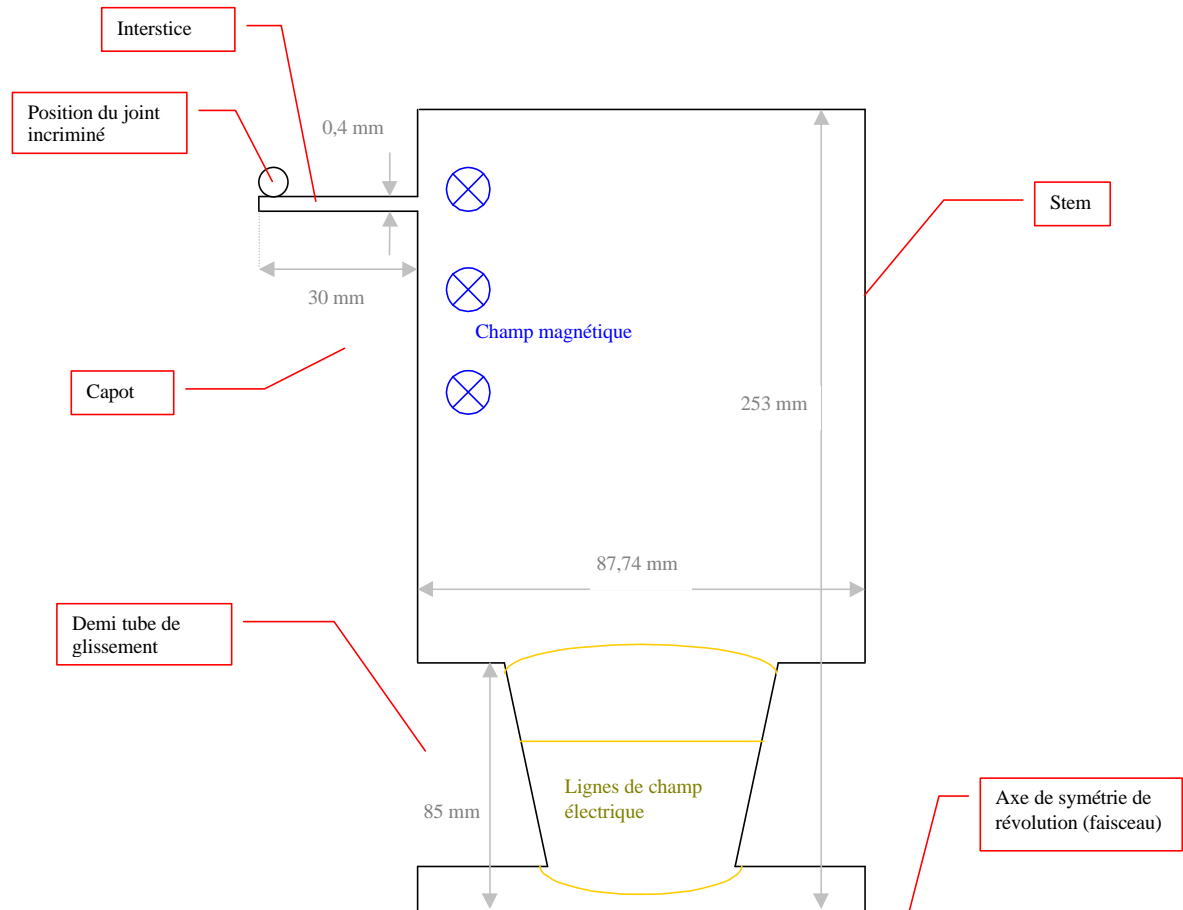


figure IV-86 - Géométrie simulée.

Le maillage est raffiné de manière à avoir au moins 4 mailles dans la zone qui nous intéresse. Les premiers calculs ont été faits avec un maillage relativement grossier hors de la zone d'intérêt, mais les résultats présentaient des incohérences. Aussi le maillage a-t-il été raffiné globalement.

Le résultat du calcul est cohérent; aucune discontinuité du champ n'est observée, contrairement aux premiers calculs utilisant un maillage grossier.

Les pertes dans la zone sont présentées dans le tableau IV-35.

On constate donc que le champ magnétique pénètre dans la fente entre le capot et la bride, et tend même à s'amplifier légèrement (un peu plus de 3% sur 30 mm). Les dépôts de puissance sont loin d'être négligeables: 2,41 kW. Cette puissance représente (pour l'ensemble des deux capots) 12% des pertes initialement prévues dans TOUTE la maquette ! Ces pertes n'étant pas négligeables, l'influence de cette gorge sera visible sur le coefficient de qualité de la cavité. Ces considérations conduisent au rejet de la solution joints mixtes métalliques vide-HF et à l'utilisation de joints HF dans cette gorge placés au plus près de la cavité.

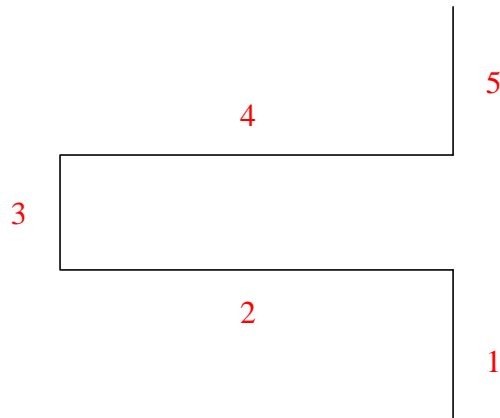


tableau IV-35 - Champs et puissance dans l'interstice de bride incriminé.

Segment	Champ magnétique [kA/m]	Champ électrique [MV/m]	Dépôt de puissance surfacique* [W/cm ²]	Dépôt de puissance total ¹⁷ [kW]
1	3,03 à 3,07	0,50 à 0,70	2,98	0,211
2	3,02 à 3,12	0 à 0,66	3,06	1,131
3	3,12	~ 0	3,11	0,154
4	3,03 à 3,12	0 à 0,32	3,05	1,129
5	3,00 à 3,04	0,32 à 0,44	2,93	0,136

A1-4 Corrections de fréquence

Sur la version cuivre de la maquette, l'accord en fréquence devait être obtenu à l'aide d'une plaque en cuivre vissée au fond de l'enceinte et de dimensions définies à l'issue de mesure de la fréquence à bas niveau de puissance.

Néanmoins, ce système a été abandonné pour la version en acier inoxydable de la maquette, afin d'en simplifier la conception, parce que le refroidissement d'une telle plaque devenait plus difficile, et parce que ce système n'était de toutes manières pas très souple.

La suppression de toute possibilité d'accord fin en fréquence, rendue possible par l'utilisation d'un amplificateur à bande passante assez large (3 MHz à -3 dB), nécessite toutefois une prévision aussi précise que possible des désaccords en fréquence provenant des différentes "imperfections". Par imperfection, on entend tous les éléments qui éloignent la maquette du cylindre parfait entourant des tubes de glissement tel qu'il a été simulé dans *SUPERFISH* en A1-1.

Certains de ces défauts, à symétrie 2D, peuvent être pris en compte par *SUPERFISH*. C'est le cas des décrochements de capot causés par l'amincissement des parois de bride conjugué à l'utilisation des capots en cuivre initialement conçus pour la maquette en cuivre. Mais la plupart des défauts géométriques, en particulier tous les piquages, sont des éléments fortement 3D qui engendrent un déplacement de la fréquence de résonance ne pouvant être prévu que par des calculs 3D.

Ces défauts 3D ont été estimés par des calculs appliqués individuellement à chaque piquage, ce qui signifie qu'aucune simulation globale de la maquette avec tous ces piquages n'a été effectuée. Cette méthode permet de raffiner le maillage de manière à obtenir une précision aussi importante que possible sur chaque "imperfection" individuelle.

* Y compris une majoration de 25%.

Concrètement, une simulation *MAFIA* a été dédiée aux deux principaux piquages (couplage HF et pompage). Le défaut lié à la non courbure de la poutre est estimé en se référant à la différence de volume qu'elle engendre, une simulation *SUPERFISH* indiquant que, pour des faibles variations situées autour du diamètre de l'enceinte, le décalage en fréquence est de $1,87 \text{ Hz/mm}^3$. La même méthode est utilisée pour les trois piquages de diagnostic en considérant une pénétration de l'onde HF dans ces piquages sur une longueur égale à $R/2,405$ où R est le rayon du piquage. Le tableau IV-36 indique les dérives en fréquence correspondantes.

<i>Défaut</i>	<i>Méthode</i>	<i>Shift</i>
Décrochement de poutre	Estimation volume	-300 kHz
3 piquages diagnostic	Estimation volume	-50 kHz
Couplage HF	<i>MAFIA</i>	-1460 kHz
Piquage pompage	<i>MAFIA</i>	-250 kHz
TOTAL		-2,06 MHz

tableau IV-36 – Influence des particularités géométriques sur la fréquence de résonance.

Une fois ces défauts 3D estimés, un ultime calcul *SUPERFISH* permet d'ajuster le diamètre de la maquette afin de régler sa fréquence de résonance à la valeur corrigée par les dérives liées à ces défauts, soit 354,06 MHz.

Néanmoins, le défaut lié à la poutre évolue avec le diamètre de l'enceinte. Compte tenu de ce facteur, on se satisfait après itération d'un accord en fréquence à 351,98 MHz toutes corrections incluses.

A1-5 Calcul du couplage [4]

Le dimensionnement du port d'entrée de la maquette a également nécessité un recours à des simulations 3D sous *MAFIA*. Il s'agit dans ce cas d'ajuster le coefficient de couplage b défini comme suit:

$$b = Z_{cav} / Z_0 = Q_0 / Q_{ext}$$

avec Z_{cav} impédance de la cavité vue du guide, Z_0 impédance caractéristique du guide, Q_{ext} coefficient de qualité externe de la cavité et Q_0 coefficient de qualité propre.

Compte tenu de la précision des moyens de mesure du coefficient de couplage et de la méthode de calcul utilisée, il est nécessaire de se réserver une plage de réglage. Celui-ci est effectué au moyen de volets métalliques permettant de fermer partiellement la manchette intermédiaire entre le guide d'onde standard WR2300 demi hauteur et la maquette.

Les calculs ont permis de définir la longueur de la manchette et sa section. Ils permettent également d'obtenir les dépôts de puissance dans cette manchette, nécessaires à la conception de son refroidissement, sur les volets de réglage et dans la zone du guide d'onde proche de la maquette. La plage de réglage des volets permet de faire varier le coefficient de couplage de 0,68 à 1,5, soit -32 à +50% autour du coefficient de couplage idéal théorique.

Références pour l'annexe du chapitre II

[1] D. Uriot, "**Maquette du DTL d'IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 99/49 du 25 juin 1999.

[2] P. Balleyguier, "**Echauffement local des soufflets du DTL d'IPHI**", note interne réf. CEA DIF/DPTA/SP2A n°131-99 du 11 août 1999.

[3] P.-E. Bernaudin, "**Etude de la pénétration du champ magnétique dans l'interstice de fermeture des capots d'extrémité de la maquette du DTL d'IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 2001/IPHI/08 du 6 février 2001.

[4] P. Balleyguier, "**Définition du port d'entrée RF dans la cavité DTL prototype**", note interne réf. CEA DIF/DPTA/SP2A non référencée du 3 mars 2000.

Chapitre V.

Réalisation du prototype court

V.1 Introduction

Ce chapitre présente les aspects techniques et pratiques de réalisation de la maquette: quadripôles, tubes de glissement, liaison entre tube de glissement et enceinte (plus particulièrement les soufflets) et enceinte. Les techniques de réalisation, les problèmes rencontrés et les solutions retenues sont décrits.

V.2 Aimants*

La réalisation des aimants ne pose pas de problème technique majeur, si ce n'est pour le bobinage. Le respect des tolérances d'usinage et d'assemblage de l'ordre du centième de millimètre, requises pour des considérations magnétiques comme on l'a vu au précédent chapitre, n'est pas un aspect critique compte tenu de la simplicité de la structure.

Le bobinage est rendu difficile par la présence de becs de pôles. Habituellement, les conducteurs sont bobinés sur des manchons puis positionnés une fois ainsi formés sur les pôles définitifs. La conjugaison d'une forme de pôle conique dont la pointe est dirigée vers l'extrémité et des becs de pôles empêche de recourir à cette technique. Une option initialement envisagée consistait à recourir à des becs de pôle piétés et vissés, mais cette option a été rejetée pour plusieurs raisons dont principalement la dégradation éventuelle et difficile à simuler des qualités magnétiques de l'aimant. La solution retenue pour les deux aimants consiste à bobiner directement sur les pôles définitifs.

Une autre difficulté est liée à l'isolation spire à spire, par rapport à la masse et, dans le cas de l'aimant à conducteur plein, par rapport au liquide de refroidissement. La durée de vie demandée impose un isolant d'épaisseur suffisante. Selon les matériaux utilisés, l'épaisseur nécessaire varie de 0,1 à 0,5 mm par face.

V.2.1. Quadripôle à conducteur creux

Le Permendur utilisé pour la culasse et les pôles de l'aimant à conducteur creux (figure V-87) est du type Vacoflux 50™†. Son usinabilité était considérée comme un problème potentiel du fait du fort taux de cobalt. Quoique légèrement cassant, cet alliage s'est néanmoins avéré être aussi facile à usiner que le fer ARMCO™. Il n'a pas été recuit après usinage, bien que cette opération de traitement soit susceptible d'améliorer sa perméabilité magnétique.

La culasse et les pôles sont usinés séparément par électroérosion à fil, à partir d'un unique rondin de Permendur. Après usinage de la culasse, quatre ébauches sont fixées sur celle-ci et

* Les quadripôles ont été réalisés par la société SEF, située en banlieue toulousaine.

† Fourni par la société Vacuumschmelz GmbH, Allemagne.

l'usinage du profil des pôles est réalisé. Les pôles, une fois finis et démontés, reçoivent leur bobinage avant d'être assemblés sur la culasse au moyen d'une vis et d'un pion de centrage (figure V-88). Ces vis et pions sont situés dans la zone la plus faiblement saturée de l'aimant (figure IV-51); leur influence est donc négligeable.



figure V-87 - Quadripôle à conducteur creux fini.



figure V-88 - Détails du quadripôle à conducteur creux. A gauche: vue serrée sur le bobinage; on distingue le pion de positionnement du pôle sur la culasse au dessus du bobinage, dans le plan de symétrie du pôle. A droite: vue de la culasse; cette vue met en valeur le mode de contournement de la culasse par les amenées de courant; au premier plan, on distingue parfaitement la vis de fixation d'un pôle sur la culasse.

Le conducteur est en cuivre Cu c1, de dimensions externes 5x5 mm ($\Phi 3$ mm interne). Il est enroulé dans un ruban en fibre de verre pour son isolement électrique.

Les conducteurs sont bobinés, après recuit au chalumeau, directement sur les pôles fixés en ligne sur un outillage de support respectant l'espacement entre les pôles. Ce bobinage est effectué de bas en haut, en prenant appui sur le bec de pôle. Une fois que le bobinage est placé

sur les pôles, l'ensemble est monté sur la culasse. Le bobinage est d'un seul tenant (pas de soudure). Ce ne serait pas possible si une deuxième couche était bobinée, comme on le verra pour l'autre modèle d'aimant; il faudrait avoir recours à un brasage de raccordement entre les deux couches, avec toutes les difficultés que cela implique pour un conducteur creux.

Le bobinage est moulé sous vide dans un mélange de résine et de fibre de verre* afin d'assurer une bonne isolation spire à spire et par rapport à la masse. Cependant, le coefficient de dilatation de la résine étant 5 fois supérieur à celui du cuivre, un espace libre est ménagé entre la culasse et la résine. De plus, aucune résine n'est coulée dans la zone circulaire limitée par les becs de pôle. Dans le plan perpendiculaire à l'axe faisceau, ce moulage ne dépasse pas du volume défini par la culasse (à l'exception des amenées de courant). Ces précautions visent à éviter tout effort thermique sur l'aimant et le tube faisceau.

Deux modifications se sont avérées nécessaires en cours de fabrication.

Tout d'abord, en raison de l'épaisseur de l'isolant et du coefficient de foisonnement, il a été nécessaire de ramener la longueur (suivant l'axe faisceau) des pôles de 36 à 35,4 mm. Ceci représente une diminution de la longueur physique de seulement 1,7%, mais la chute du gradient intégré attendue est plus importante du fait de la saturation.

Mais le principal problème rencontré concerne le passage des conducteurs autour de la culasse. Celle-ci n'est pas traversée de part en part (la saturation de la culasse entraînerait alors une chute de gradient trop importante), mais elle est contournée par les conducteurs. Se pose alors de nouveau le problème de leur rayon de courbure.

Le problème est résolu par un chanfrein sur la culasse, qui minimise le rayon nécessaire et est moins pénalisant en termes magnétiques qu'un trou. Sur le tube de glissement également, un espace est ménagé dans le boîtier pour permettre le passage des conducteurs. Un contrôle dimensionnel strict est nécessaire pour s'assurer du centrage et du positionnement des conducteurs, afin que le quadripôle s'insère correctement sous le distributeur de flux du tube de glissement. Le centrage de l'axe des conducteurs dans la tige support intérieure est également important compte tenu du fait qu'il s'agit de faire passer dans un tube de 12 mm de diamètre interne deux conducteurs de 5,5 mm et leur isolant. Ceci impose également d'arrondir un peu plus les angles des conducteurs insérés dans la tige support.

Ces difficultés soulignent s'il est encore besoin les limites de cette technique conventionnelle pour l'insertion d'un aimant de si petites dimensions dans un tube de glissement. L'utilisation d'un conducteur creux, de section intrinsèquement "grande", est un problème pour le bobinage, les dimensions des pôles et leur passage autour de la culasse et dans la tige support.

Néanmoins, la réalisation de ce type d'aimant est bien maîtrisée par le sous-traitant, à l'exception du problème de retour des conducteurs (passage de la culasse et centrage dans la tige support). Elle ne fait appel qu'à des procédés conventionnels.

Les tolérances d'alignement et de profil des pôles peuvent être si nécessaire resserrées (d'un facteur deux).

Le prix unitaire d'une série de ce type de quadripôle est estimé à environ 5 000 €, soit deux fois moins que le prototype.

V.2.2. Quadripôle à conducteur plein

La réalisation de l'aimant à conducteur plein (figure V-89), quoique suivant un schéma et des procédés semblable à ceux destinés à son homologue à conducteur creux, pose des problèmes

* La résine n'est pas réputée pour sa tenue aux rayonnements ionisants, d'où l'utilisation d'une armature en fibre de verre pour renforcer sa tenue mécanique dans le temps.

différents. Ceux-ci sont liés à la différence du bobinage (conducteur plein sur deux couches) et à la circulation de fluide tout autour de l'aimant, qui nécessite un guidage hydraulique particulier.



figure V-89 - Quadripôle à conducteur plein.

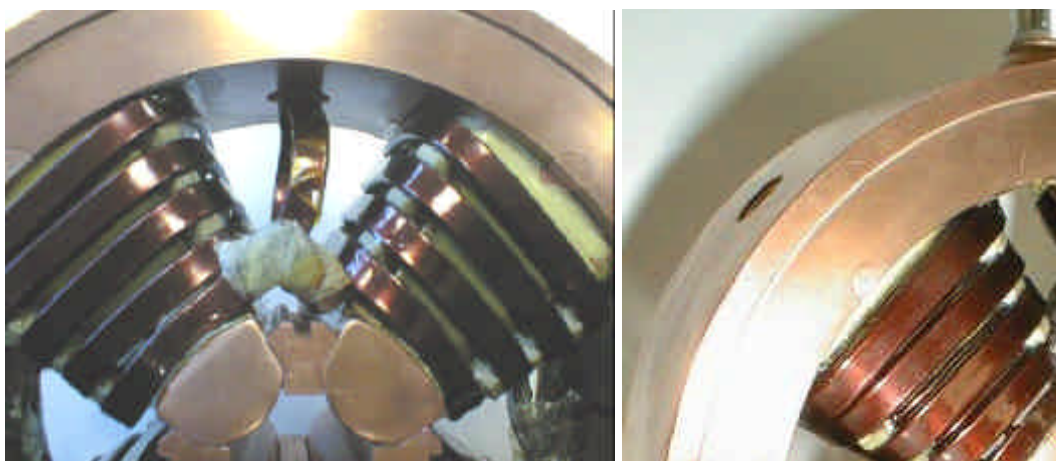


figure V-90 - Détails du quadripôle à conducteur plein. A gauche: vue serrée sur la jonction entre les deux couches; on distingue la zone enrubannée de la brasure, ainsi que les pièces de guidage interpôle (en bas au centre) et les amenées de courant à travers la culasse (en haut au centre). A droite: vue serrée en haut d'un pôle; on constate l'irrégularité du bobinage, la fixation du pôle sur la culasse par vis et pion, et la base du tube intérieur de la tige support fixée sur la culasse. Le décrochement visible sur la culasse correspond à la zone d'appui de la rondelle Belleville.

La culasse et les pôles sont en fer doux conventionnel type ARMCO™. L'usinage et l'assemblage est réalisé suivant la même procédure que pour l'aimant à conducteur creux. Un point original néanmoins est le fait que deux des pions de centrage des pôles sur la culasse servent également de pions de centrage de l'aimant sur le tube de glissement. Ce système a pour avantage d'améliorer la précision de positionnement en limitant les sources d'erreur (un perçage de moins).

Le bobinage est constitué d'un conducteur plein et plat en cuivre Cu c1 émaillé, de dimensions externes 5,74x2,14 mm (dont 0,07 mm d'émail par face), réparti sur deux couches. L'émail, qui assure l'isolation électrique, a pour avantage d'être étanche à l'eau. Afin d'assurer le meilleur refroidissement possible, il faut ménager entre les conducteurs d'une même couche et entre les deux couches un espace permettant un contact avec l'eau. Dans ce but, des cales cruciformes en fibre de verre sont positionnées sur les chanfreins des arêtes des pôles pour maintenir les conducteurs ainsi espacés.

Comme pour l'autre aimant, les conducteurs (recuits) sont bobinés directement sur les pôles, démontés et montés en ligne sur un outillage de maintien adéquat, de bas en haut en appui sur le bec de pôle, puis l'ensemble est monté sur la culasse. Les deux couches ne sont pas d'un seul tenant, car le bobinage des pôles en ligne ne permet pas de respecter l'espacement entre le quatrième et le premier pôle. Le bobinage sur des pôles placés en vis-à-vis pose des problèmes de croisement de conducteur lors du passage de la première à la deuxième couche. En conséquence, les deux couches sont mises en série après bobinage par brasure, laquelle est ensuite enrubannée pour isolement (figure V-90). Les passages de pôle à pôle se font dans les plans des faces des pôles (pas de passages diagonaux) pour les deux couches, de façon à permettre le positionnement des plaques de guidage hydraulique.

Les conducteurs passent de la tige support aux pôles à travers la culasse (figure V-90), leurs dimensions plus faible étant moins pénalisante en termes de saturation. La taille de ce perçage a d'ailleurs été optimisée en tenant compte des problèmes magnétiques. Le trou situé à 180° sur l'aimant est de même diamètre.

Le tube intérieur* de la tige support est fixé à l'aide d'une colle époxy sur la culasse.

La seule modification survenue en cours de réalisation par rapport à la phase de conception concerne les chanfreins de pôle. La courbure minimum des conducteurs impose un chanfrein de 4 mm à 45° sur les arêtes des pôles, ce qui diminue les performances de l'aimant (baisse du gradient). Cet effet apparaît dans les simulations du chapitre précédent qui, effectuées après la réalisation de l'aimant, prennent en compte ce chanfrein. La quantité de matière concernée est de toutes façons minime et l'effet n'est en rien comparable à l'augmentation de la saturation observée suite aux arrondis importants de l'autre modèle d'aimant.

Ce chanfrein a été mis à profit dans la mesure où il est utilisé pour placer les cales cruciformes qui maintiennent l'écartement entre couches et spires. Ce positionnement est plus judicieux que sur les faces de pôle où elles intercepteraient et bloqueraient le flux.

Il est nécessaire de protéger l'aimant de la corrosion. Le quadripôle est donc cuivré par dépôt électrolytique (dépôt de 20 µm réalisé en bain alcalin), de manière à assurer les tolérances dimensionnelles finales (une peinture ne permettant pas une planéité au centième de millimètre). Le recours au cuivre s'explique par la volonté de limiter la corrosion électrochimique en ne présentant à l'eau déionisée qu'un seul type de métal. L'épaisseur de cuivre utilisée pour le prototype est insuffisante pour une durée de vie de 20 ans. Il serait nécessaire de cuivrer sur une épaisseur plus forte (100 µm au moins) puis d'assurer la planéité par reprise mécanique. Ce processus ne posant aucune difficulté technique, il a été occulté pour ce prototype.

Le principal problème rencontré lors de la conception technique concerne l'encombrement effectif du bobinage et son irrégularité. Sur le prototype, le bobinage excédait l'espace qui lui était alloué (problème de foisonnement), gênant le positionnement des pions de centrage de l'aimant dans les trous correspondant du tube de glissement. Ces pions, très peu affleurant du fait de la faible épaisseur des parois du tube de glissement, ont été très endommagés lors des tests

* Le stem intérieur utilisé est en inox. Pour des raisons liées à la corrosion électrochimique il serait préférable dans le DTL final d'utiliser du cuivre.

hydrauliques du prototype. Dans le cadre d'une série, l'utilisation d'un gabarit permettant un contrôle strict des dimensions, et peut-être de pions plus proéminents, seront nécessaires.

L'irrégularité du bobinage est principalement lié à la forme des becs de pôle. L'utilisation de becs plats, et non arrondis, permettrait de réduire considérablement ce problème.

Afin de canaliser le flux du circuit de refroidissement, et d'assurer que toutes les portions du conducteur et du tube de glissement sont refroidies, différentes pièces de guidage hydraulique sont insérées dans le quadripôle (figure V-91). Il convient de préciser que l'objectif n'est pas d'obtenir une circulation étanche; on cherche simplement à s'assurer qu'une proportion importante du flux (75 à 90%) suit le chemin qui lui est assigné. De ce fait, il n'est pas question ici d'étanchéité stricte.

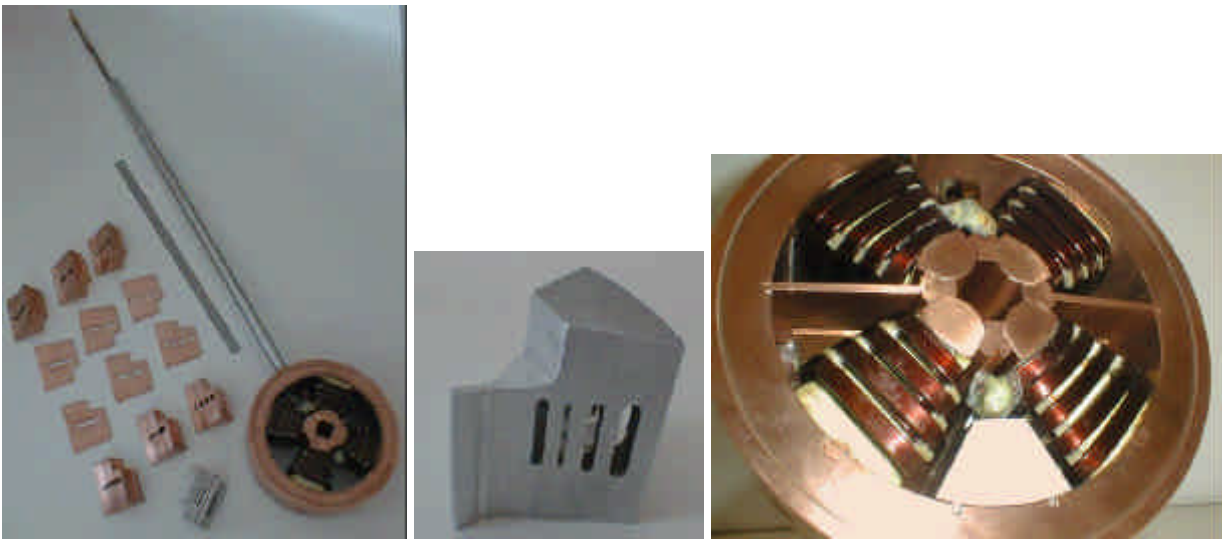


figure V-91 - Guidages hydrauliques pour l'aimant à conducteur plein. A gauche: aimant et principaux types de guidage (plaques et blocs). Au centre: "pomme d'arrosoir". A droite: aimant avec des guidages de type "plaque" et la "pomme d'arrosoir" en place.

Un seul type de guidage hydraulique est fixe: il s'agit des pièces placées entre chacun des pôles et collées sur ceux-ci (figure V-90). Leur fonction est d'empêcher l'eau de circuler autour du tube faisceau, et donc de forcer la circulation du fluide autour des pôles.

La "pomme d'arrosoir" est un guidage unique destiné à imposer au flux une rotation de 75° en sortie de culasse (en bas de l'aimant) tout en assurant une bonne répartition du débit. C'est une pièce complexe, réalisée en aluminium* par électroérosion. Elle était prévue en cuivre mais ce métal est peu favorable à l'électroérosion par enfonçage, seule technique permettant la réalisation d'une pièce aussi complexe par usinage, et après plusieurs essais infructueux la tentative a été abandonnée.

Les autres guidages hydrauliques sont destinés à canaliser le flux d'un pôle à l'autre en veillant à ce que toutes les surfaces du conducteur soient baignées. Plusieurs types de perçages ont été testés dans le dispositif d'essai hydraulique présenté au chapitre suivant. Ces guidages sont principalement de deux types: des blocs et des plaques. Ces dernières sont plus simples et donc préférables dans le cas où leurs performances sont équivalentes aux blocs, dont l'avantage théorique est de boucher les espaces vides et d'homogénéiser la section hydraulique.

* Cette introduction d'un métal autre est contraire aux principes énoncés de lutte contre la corrosion électrochimique. Ceci ne peut donc s'appliquer que pour ce prototype dont la durée de vie est courte. Comme on le verra par la suite, le caractère inutile de cette pièce, démontré par les essais, simplifie le problème...

A l'exception déjà évoquée de la "pomme d'arrosoir", toutes ces pièces sont en cuivre et ne posent pas de problème de réalisation.

La réalisation de ce modèle d'aimant est bien maîtrisée par le sous-traitant, à l'exception des problèmes de foisonnement du bobinage qui peuvent être résolus, comme on l'a déjà indiqué, assez simplement. Le système de cales et de couche double rend le bobinage un peu plus complexe que pour l'aimant à conducteur creux, mais la section plus faible du conducteur rend plus simple tous les autres problèmes techniques, en particulier celui des amenées de courant. Ici aussi, les tolérances d'alignement des pôles peuvent être resserrées.

Le prix unitaire d'une série de ce type de quadripôle est, hors pièces de guidage hydraulique, identique à celui de l'autre modèle de quadripôle.

V.2.3. Conclusions

Les deux types d'aimants testés sont viables et leur réalisation ne pose pas de difficulté majeure. La version à conducteur plein peut encore évoluer et être améliorée du point de vue technique, thermique et magnétique, pour un prix sensiblement identique. Inscrits dans le contexte plus large du tube de glissement, le modèle à conducteur plein, même dans une version Permendur, est plus économique.

Ces deux aimants ont subi avec succès les tests de contrôle prescrits: isolation spire à spire, isolation bobinage/masse sous 2 kV pendant 1 minute (résistance supérieure à 200 M Ω), et, pour le conducteur creux, tests de fuite sous pression d'eau statique (100 bars) et dynamique. Il convient néanmoins de remarquer que ces tests d'isolement ont été faits à sec, ce qui constitue une erreur pour l'aimant à conducteur plein qui doit fonctionner dans l'eau.

Un problème commun à ces deux aimants, qui n'est pas sans conséquence sur la suite de l'expérience comme on le verra plus loin, est liée à la longueur des conducteurs destinée aux connections électriques en amont. Le sous-traitant, en contradiction avec le cahier des charges, a sous-estimé cette longueur ce qui a nécessité une opération de rallongement par brasure argent. Si les conséquences sur l'aimant à conducteur creux ne sont pas sensibles, en revanche, comme on va le voir, cette réparation est apparemment à l'origine d'un défaut d'isolement par rapport à la masse sur l'aimant à conducteur plein.

De même, les problèmes de soudure sur le premier tube de glissement pour aimant à conducteur creux (voir 3.1) ont causé des dégâts majeurs sur les amenées de courant au niveau du contournement de la culasse. Il s'est avéré nécessaire de couper le conducteur et de braser une section de remplacement, après agrandissement du chanfrein destiné au passage des conducteurs. Cet usinage supplémentaire a des conséquences néfastes en termes de gradient qui seront estimées par mesures magnétiques, mais ce choix a été fait en regard des problèmes graves rencontrés lors de la soudure du tube de glissement (voir 3.1). Cet incident confirme le caractère critique de cette zone, qui nécessite une optimisation supplémentaire.

V.2.4. Discussion

Compte tenu de la forme des pôles, les alternatives à cette méthode de fabrication sont peu nombreuses. L'usinage de la culasse et des pôles en un seul bloc rend le bobinage pratiquement impossible dans la mesure où les becs de pôle empêchent d'enfiler les conducteurs pré-bobinés directement sur la pièce.

Toute méthode alternative de réalisation pose donc un préalable: utiliser des becs de pôle rapportés. Cette option rend possible d'enfiler les conducteurs pré-bobinés sur les pôles avant positionnement des becs de pôle. On peut alors envisager de réaliser la culasse et les pôles en un seul morceau, et même éventuellement de réaliser les conducteurs à partir d'un bloc en

cuivre, non par usinage traditionnel comme on l'avait envisagé mais par électroformage* [1]. L'avantage d'un aimant monobloc serait une précision accrue du positionnement des pôles, et un usinage des conducteurs dans la masse permettrait de supprimer les arrondis des pôles, contribuant ainsi à diminuer la saturation des pôles.

Néanmoins, l'utilisation de becs rapportés a des inconvénients, quoique assez difficiles à estimer quantitativement. Leur positionnement doit être très précis afin de ne pas affecter la qualité du champ, et ce positionnement est plus difficile à obtenir que celui des pôles. Par ailleurs, l'utilisation de vis pour cette fixation contribue à la saturation. L'effet de la qualité du contact entre le pôle et des becs peut avoir également des conséquences, surtout en extrémité de pôle, mais typiquement cet effet semble impossible à estimer par la simulation.

En conséquence, toute technique de réalisation alternative posant plus de problèmes qu'elle n'en résout, il convient plutôt de chercher à améliorer la méthode de fabrication utilisée sur la base de l'expérience acquise, dans la mesure où les résultats sont de prime abord satisfaisants.

V.3 Tubes de glissement [2-3]

La réalisation des deux modèles de tubes de glissement† pose des problèmes assez semblables. Néanmoins, la réalisation du tube de glissement pour aimant à conducteur creux est, comme on va le voir, bien plus complexe à tous points de vue.

La gamme de réalisation des deux modèles de tubes de glissement passe par une phase d'usinage des ébauches, une phase de soudure, et une phase de reprise finale. En cas de fuite, les possibilités de réparation sont dans les deux cas extrêmement restreintes.

V.3.1. Tube de glissement pour aimant à conducteur creux

La première étape consiste à réaliser les ébauches. Le corps est la pièce la plus complexe, nécessitant un passage en tour puis en fraiseuse quatre axes pour réaliser les canaux de refroidissement. Seul le diamètre extérieur de cette pièce et les canaux de refroidissement sont aux cotes finales. La coquille extérieure est une pièce simple réalisée au tour (figure V-92).

Après soudure de ces deux pièces, la partie intérieure est mise aux cotes finales. En particulier, les deux trous destinés aux pions de positionnement de l'aimant sont réalisés et positionnés relativement à des références extérieures sur le tube de glissement (deux perçages non traversant à 90° l'un de l'autre, destinés à disparaître lors de l'usinage final et permettant d'avoir une référence commune avec les pions de positionnement une fois le tube fermé) et au perçage destiné à recevoir le distributeur de flux.

L'aimant est ensuite positionné ainsi que le ressort, puis le capot refermé et maintenu en place durant sa soudure par un outillage de maintien. Puis le tube est refermé par soudure du capot, une pièce simple réalisée au tour. Un outillage permet de maintenir cette pièce en place lors de l'opération de soudure, compte tenu du fait qu'une rondelle ressort ondulée plaque le ressort contre la face de référence.

Du fait de l'évolution des dimensions de l'aimant, aucune rondelle ressort standard ne correspond plus aux dimensions de la culasse. Aussi un ressort de 770 N en acier inoxydable* a-t-il été choisi et son diamètre intérieur ramené de 106,88 à 114 mm.

* L'électroformage est une technique de dépôt par voie électrolytique, qui diffère de l'électrodéposition usuelle par l'épaisseur du dépôt et le fait que celui-ci est une structure à part entière, indépendante de la matrice qui est détruite après l'opération de dépôt. Cette technique permet donc de réaliser des pièces de formes creuses comme des conducteurs creux.

† La soudure des tubes de glissement a été réalisée au CEA Saclay, les usinages par la société AMAFA.



figure V-92 - Eléments constitutifs du tube de glissement pour aimant à conducteur creux. De gauche à droite et de haut en bas: les six tiges support (2x3) et les deux distributeurs de flux; les trois constituants du corps du tube de glissement; vue du détail du corps faisant apparaître les canaux de refroidissement et le trou destiné au distributeur de flux; le distributeur de flux; et l'ensemble après soudure et avant reprise d'usinage final.

* Réf. W61700R de la société Ressorts Spec.

La question se pose de savoir s'il est préférable d'installer l'aimant avant de souder le distributeur de flux (et donc de souder le capot après le distributeur de flux) ou vice versa. La première solution permet de ne pas avoir à plier les conducteurs; c'est elle qui a été retenue. Comme on l'a évoqué en V.2.1, l'emboîtement des conducteurs dans le tube interne nécessite un centrage vertical précis des conducteurs creux. Dans le cas contraire, et si le contournement de la culasse n'est pas serré, les conducteurs sont en contact avec le distributeur de flux. Ceci pose un double problème. Premièrement, le distributeur de flux n'est plus en appui sur le talon du corps prévu à cet effet, ce qui est à l'origine d'un angle des tiges support par rapport à leur position théorique et rend la soudure aléatoire; deuxièmement, il y a contact thermique entre le distributeur de flux et les conducteurs lors de soudure risquant de détériorer l'isolant électrique et de causer un court-circuit vers la masse.

Parallèlement à ces opérations, les tiges support concentriques sont usinées et soudées sur le distributeur de flux, de loin la pièce la plus complexe et la plus coûteuse à réaliser (réalisée en usinage conventionnel sur une fraiseuse uniaxe à plateau tournant). Puis le soufflet en cuivre et le manchon en acier inoxydable permettant la connexion des raccords hydrauliques et électriques sont soudés sur le système de tiges support.

Puis est effectuée la dernière soudure, la plus délicate, celle de l'ensemble tige support / distributeur de flux sur le tube de glissement (figure V-93).

Une fois cette soudure effectuée, un test de fuite est réalisé* et, s'il est concluant, la dernière étape d'usinage permet d'obtenir les cotes finales.

Si l'usinage est, en particulier pour le distributeur de flux, coûteux et soumis à des tolérances strictes, il ne pose pas de problème insurmontable. Il en va autrement pour l'assemblage par soudage.

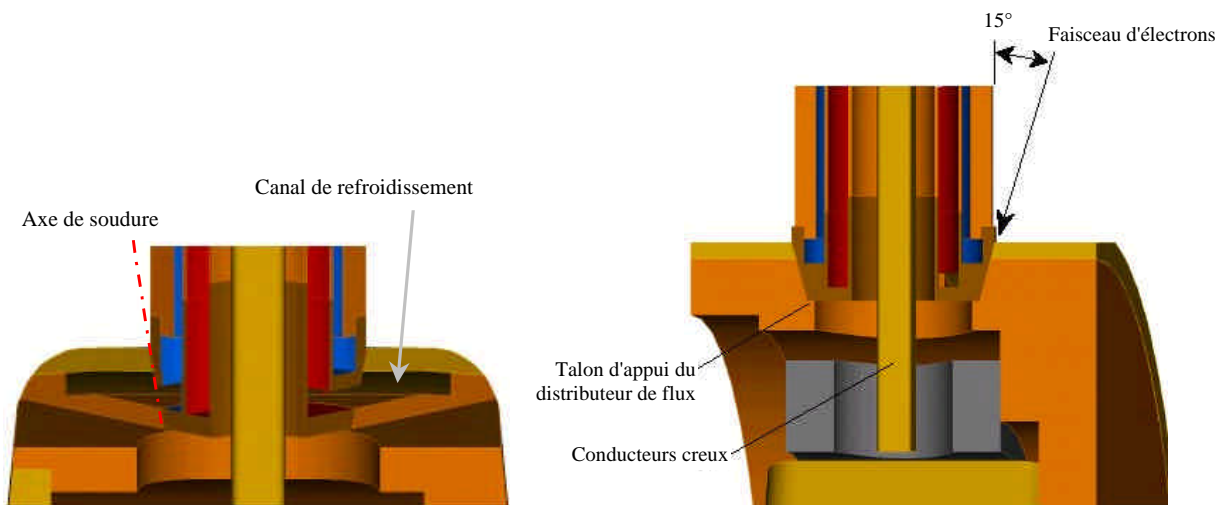


figure V-93 - Vue schématique de la soudure du distributeur de flux sur le tube de glissement. A gauche, on distingue la zone vide du canal de refroidissement à travers laquelle le faisceau d'électrons doit souder le distributeur de flux sur le talon [2]. Voir aussi la figure V-95.

L'assemblage du tube de glissement pour aimant à conducteur creux nécessite quatorze soudures (figure V-94): douze sont des soudures cuivre sur cuivre, et trois (les 13, 14 et 15) sont des soudures cuivre sur acier inoxydable. Toutes ces soudures doivent impérativement être étanches: les soudures 1, 13 et 15 font étanchéité entre l'eau et l'air, les soudures 2, 5A et 14

* Des tests de fuite sont aussi réalisés à l'issue des soudures 13, 14, 15 et 16 (figure V-7), et bien sûr, après usinage final.

entre deux circuits d'eau, les soudures 7, 8 et 16 entre le vide et l'air et les autres (3, 4, 5B, 6 et 9) entre l'eau et le vide.

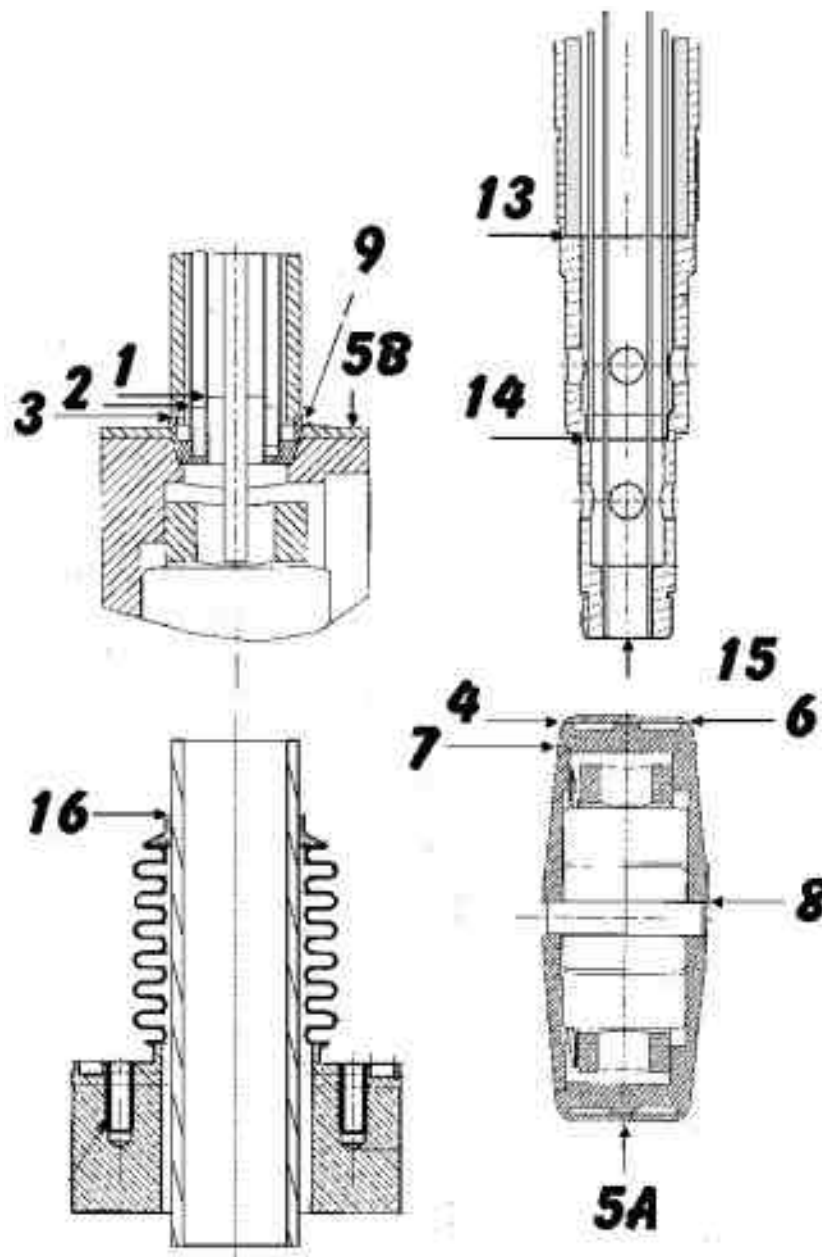


figure V-94 - Schéma d'assemblage du tube de glissement pour aimant à conducteur creux.
 Les numéros de soudure ne correspondent pas à l'ordre de réalisation.
 Il n'y a pas de soudure 10, 11 et 12 [3].

La soudure 9 est certainement la plus difficile. Non seulement elle pose des problèmes pratiques (positionnement du canon à électrons par rapport à la tige support, figure V-95), mais surtout elle impose de réaliser deux cordons étanches successifs et distincts, la deuxième par transparence à travers le canal de refroidissement du tube de glissement.

La soudure par faisceau d'électrons est préférée aux autres méthodes car elle est notoirement adaptée pour les alliages cuivreux et qu'elle permet des soudures sans échauffement de l'ensemble des pièces, ce qui est un point crucial compte tenu de la présence d'un aimant et de conducteurs isolés.

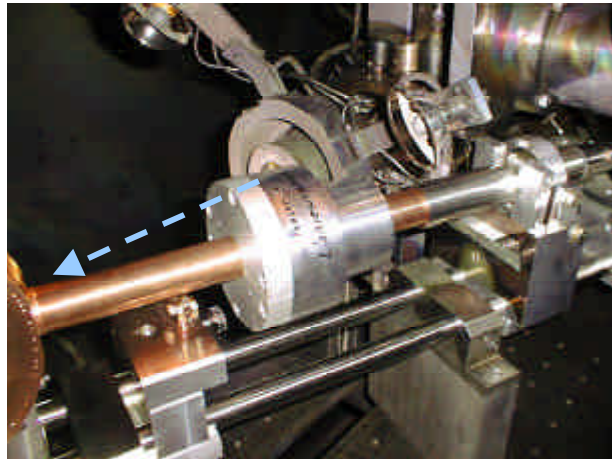


figure V-95 - Réalisation de la soudure 9 pour le tube de glissement à conducteur creux: le canon à électrons, compte tenu de l'angle faible, est très proche de l'outillage.

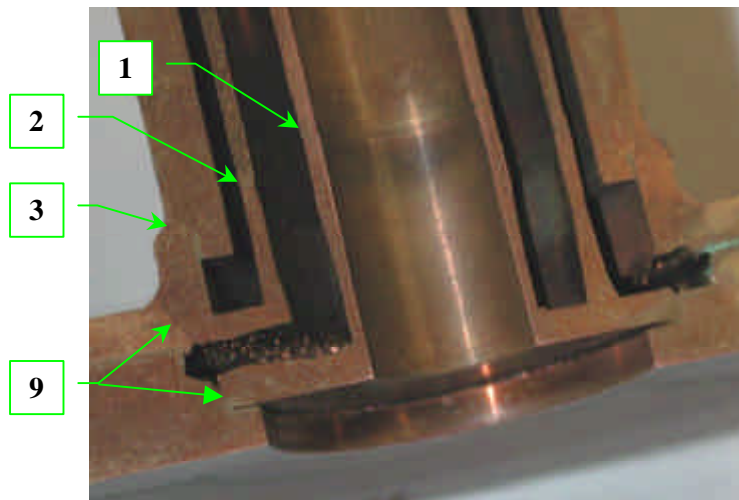
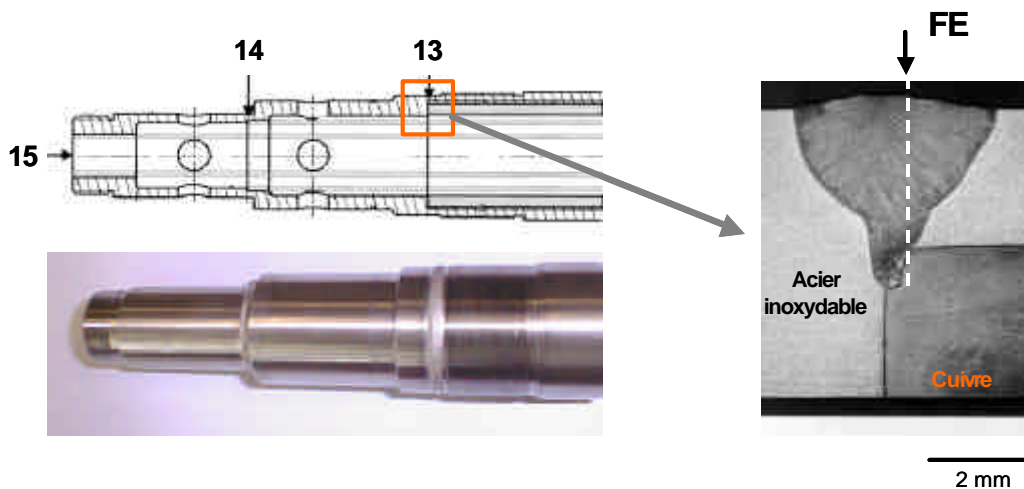


figure V-96 - Résultats d'essais de soudure. En haut: coupe d'une pièce d'essai de soudure du distributeur de flux sur le tube de glissement; en bas: coupe métallographique d'une soudure cuivre sur acier inoxydable indiquant la nécessité de viser en dehors du joint du fait des différences de conductibilité thermique entre les deux matériaux.



Afin de déterminer les paramètres de soudure relatifs aux différentes géométries, une étude préliminaire a été réalisée par le LIST du CEA/DECS/UTA [3]. L'installation utilisée a une puissance de 30 kW et une capacité de 3 m de long par 1,40 m de rayon.

Ces essais (figure V-96) ont permis d'obtenir les paramètres de soudure (distance de focalisation, tension et intensité, rampes ascendantes et descendantes, recouvrement, vitesse de soudure...). Dans le cas de la soudure 9, l'angle du joint conique (15° sur la figure V-93) a été ramené à 20° .

Ces essais mettent en lumière les risques inhérents aux différents types de soudure; pour les soudures du cuivre: cavités, caniveaux liés à la fluidité du bain et défauts de racine; pour les soudures inox sur cuivre: fissuration à chaud.

Les paramètres finalement utilisés pour les soudures du tube de glissement pour aimant à conducteur creux sont résumés sur la figure V-99 [3].

Avant soudure, toutes les pièces sont soumises à la gamme de nettoyage usuelle suivante: nettoyage et dégraissage avec une lessive alcaline (type TFD-4 ou assimilée), rinçage à l'eau déionisée. De plus, les pièces en cuivre subissent un traitement de désoxydation de surface à l'acide sulfamique ($\text{NH}_2\text{SO}_3\text{H}$).

Le premier tube de glissement assemblé est celui vide d'aimant. Avant soudure du capot, huit thermocouples sont sertis en différents points du tube de glissement (voir chapitre VI).

Aucun problème majeur n'est rencontré lors de la réalisation de cet élément. Les soudures sont toutes étanches avant reprise d'usinage final.

La réalisation du tube de glissement incluant l'aimant à conducteur creux s'avère plus problématique. Lors des opérations de montage puis de soudure, l'isolation des conducteurs (au niveau du contournement de la culasse) puis les conducteurs eux-mêmes sont endommagés, dégâts nécessitant un retour en usine pour réparation. Plus grave, les soudures 9 et 13 fuient. Les tentatives de réparation s'avèrent infructueuses.

L'analyse des défauts, réalisée sur coupes, permet d'identifier les problèmes:

- ✓ Pour la soudure 13, le tube externe de la tige support n'est pas en contact avec le fond du fourreau en inox; le jeu de 0,2 mm subsistant empêche d'étancher la soudure.
- ✓ Pour la soudure 9, la poussée de la tige support sur le tube de glissement occasionne lors du soudage un évasement du talon sur lequel vient appuyer le distributeur de flux. Cette déformation s'amplifie à chaque tentative de réparation. Au bout du compte, le distributeur de flux n'est plus en appui sur le talon mais sur les conducteurs de l'aimant au niveau du contournement de la culasse.

En conséquence, un nouveau tube de glissement, utilisant le même aimant (réparé après avoir été endommagé lors des tentatives de soudure, voir V.2.1) et le même soufflet, a été fabriqué. Le défaut de la soudure 13 étant lié à un problème d'usinage, il n'y a pas lieu d'effectuer de modifications particulières. En revanche, pour éviter des problèmes semblables sur la soudure 9, le talon est épaissi, et la poussée appliquée en permanence lors de la soudure sur l'ensemble tige support / distributeur de flux est relâchée après un triple pointage à 120° sur le pourtour).

Ces mesures s'avèrent suffisantes, et l'ensemble est étanche avant reprise d'usinage final.

V.3.2. Tube de glissement pour aimant à conducteur plein

La réalisation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein est nettement plus simple. Le corps est composé d'une unique pièce, fermée par un capot (figure V-97). La tige support est composée de deux tubes concentriques dont l'un vient se fixer (par collage) sur la culasse de l'aimant.

La soudure de ces éléments suit une procédure semblable à celle de l'autre modèle de tube de glissement; néanmoins, seules six (au lieu de quatorze) soudures sont nécessaires, semblables aux soudures 7, 8, 9 et 16 de la figure V-94, plus les soudures 13 et 14 de la figure V-98.



figure V-97 - Eléments constitutifs du tube de glissement pour aimant à conducteur plein. De gauche à droite: corps et capot constituant le tube de glissement proprement dit. Sur la photo de gauche on distingue les quatre repères mécaniques permettant le positionnement relatif de l'aimant et de la tige support (deux trous extérieurs, deux trous intérieurs).

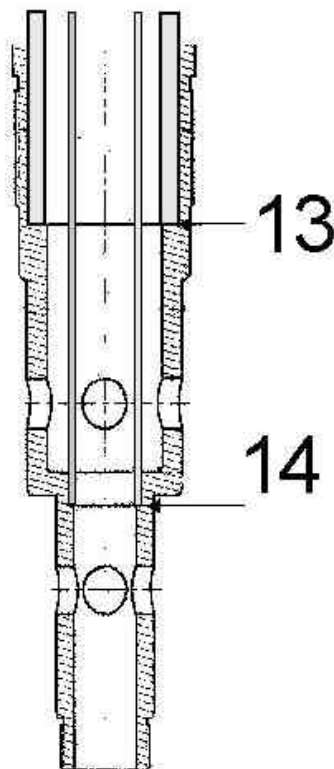


figure V-98 - Soudures 13 et 14 du tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

<p>Soudure 1 20 mA, 1 kW 2 tours, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 2 20 mA, 1 kW 2 tours, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 3 75 mA, 3,75 kW 2 tours, 200 cm/min</p>
<p>Soudures 4 et 6 250 mA, 12,5 kW 1,1 tour, 190 cm/min</p>	<p>Soudures 5A et 5B 140 mA, 7 kW 1,1 tour, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 7 260 mA, 13 kW 1,1 tour, 200 cm/min</p>
<p>Soudure 8 100 mA, 5 kW 2 tours, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 9 190 mA, 9,5 kW 1,5 tour, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 13 13: 45 mA, 2,25 kW 1,2 tour, 60 cm/min</p>

		
<p>Soudure 14 14: 30 mA, 1,5 kW 1,2 tour, 50 cm/min</p>	<p>Soudure 15 35 mA, 1,75 kW 2 tours, 200 cm/min</p>	<p>Soudure 16 80 mA, 4 kW 2 tours, 200 cm/min</p>

figure V-99 - Principaux paramètres relatifs aux soudures des deux modèles de tube de glissement: intensité et puissance faisceau, nombre de tours à pleine puissance (soudures circulaires) et vitesse linéaire de déplacement du faisceau d'électrons [3].

La soudure tronconique 9 est toutefois très différente dans la mesure où, en l'absence de distributeur de flux, il ne s'agit plus que de souder le tube externe de la tige support sur le corps du tube de glissement. Elle ne s'effectue plus par transparence (étanchéité simple), et l'angle est de 45°, permettant un positionnement bien plus aisé du canon à électrons par rapport au tube de glissement.

La tige support ne nécessite pas d'assemblage préalable, et est donc soudée sur le tube de glissement une fois le capot soudé sur le corps. Les paramètres de soudure principaux sont présentés sur la figure V-99.

La réalisation de ce tube de glissement n'a posé qu'un seul problème: lors de la soudure 7, la pièce conique permettant le collage du tube interne de la tige support sur la culasse de l'aimant a été touchée par le faisceau d'électrons, le tube interne de la tige support percé et l'émail isolant le conducteur brûlé. L'isolation est réparée à la résine époxy et à l'aide d'une gaine thermorétractable, l'isolement à sec après réparation s'avérant satisfaisante. Le tube est remplacé.

En dépit de cet incident mineur, toutes les soudures sont étanches avant usinage final.

V.3.3. Conclusion. Perspectives d'améliorations

Les difficultés rencontrées lors de la réalisation des deux modèles de tubes de glissement ne font que renforcer l'opinion énoncée au préalable: le modèle pour aimant à conducteur plein est le plus simple et le plus économique à réaliser*, et il minimise les risques d'échec.

A l'issue du processus de soudage, plusieurs propositions d'améliorations ont été avancées [3]. Par exemple, le problème du contournement de la culasse par les conducteurs doit être réétudié. La flexibilité de ceux-ci serait d'ailleurs améliorée en utilisant une imprégnation en polyuréthane et non en époxy. Une augmentation de l'angle du cône du distributeur de flux aurait pour avantage de dégager le canon à électrons de la tige support. L'application de tolérances strictes sur l'ébauche du tube faisceau (10 mm) permettrait de s'en servir pour centrer le tube, sans recourir à d'autres références.

Toutes ces améliorations pratiques, dont seules les principales sont mentionnées ici, permettent de faciliter la réalisation des tubes de glissement dans l'optique d'une série. Elle ne

* Une estimation pour une réalisation industrielle de tubes de glissement conduit à un prix de 18500 € unitaire pour le tube de glissement pour aimant à conducteur creux, et de 10500 € unitaire pour le tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

remettent nullement en cause la validité des conceptions retenues, dont la faisabilité est établie, et ne gomment en rien la différence existant entre les deux conceptions: l'un est notablement plus simple que l'autre.

V.3.4. Défaut d'étanchéité et réparations

Après reprise d'usinage, les trois tubes de glissement présentent au niveau des soudures 7 et 9 de nombreux cratères de dimensions variables, répartis inégalement sur le pourtour des cordons de soudure (figure V-100). Cet effet est beaucoup plus marqué sur les deux tubes de glissement du modèle à conducteur creux.

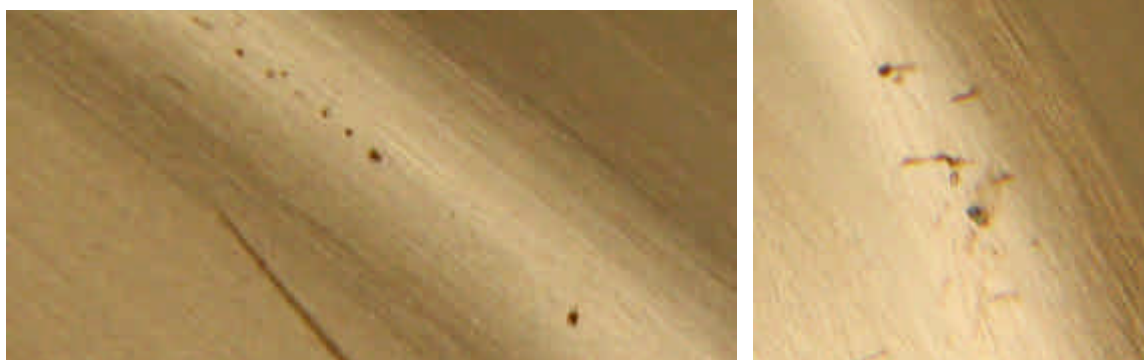


figure V-100 - Cratères en surface du tube de glissement (modèle instrumenté) à l'issue de la reprise d'usinage.

Le test de fuite révèle qu'aucun des trois tubes n'est étanche. Les fuites sont réparties très inégalement entre les trois modèles (tableau V-37).

Paradoxalement, toutes les fuites sont concentrées sur le diamètre du tube de glissement, correspondant à une soudure 6 défectueuses. Une fois de plus, le tube de glissement pour aimant à conducteur plein est le moins touché. Tous les cratères observés à la surface de la zone incriminée ne correspondent néanmoins pas à des fuites.

On peut tenter d'analyser l'origine de ce défaut. Cette soudure est réalisée à la base de la pente du tube de glissement sur une ébauche, ce qui signifie qu'elle est placée à l'endroit où la reprise en usinage enlève le plus de métal. De deux choses l'une: soit la pénétration est insuffisante, et l'usinage a mis à jour des zones situées en limite de bain de fusion et imparfaitement fondues, soit l'axe de soudure était légèrement décalé, et la zone soudée n'est pas assez profonde et a été largement entamée lors de la reprise d'usinage.

	Taux de fuite mesurés
Tube de glissement instrumenté	1 fuite à 10^{-1} torr.l.s ⁻¹ + nombreuses entre 10^{-3} et 10^{-9} torr.l.s ⁻¹
Tube de glissement avec aimant à conducteur creux	Nombreuses fuites entre 10^{-3} et 10^{-9} torr.l.s ⁻¹
Tube de glissement avec aimant à conducteur plein	1 fuite à 10^{-6} torr.l.s ⁻¹

tableau V-37 - Fuites observées sur les trois tubes de glissement.

L'origine du mal est bien identifiée: il s'agit de la sur-épaisseur trop importante de l'ébauche au niveau de cette soudure. Le remède consiste donc à usiner une gorge sur l'ébauche au niveau

du cordon afin de faciliter le contrôle de la pénétration de soudure, voire à souder à 90° de cette première soudure (suivant un axe parallèle à celui des soudures 5) en plus de la soudure 7.

La pièce étant usinée aux cotes finales, les remèdes possibles sont très limités. Toute reprise suivant une méthode de soudure quelconque ne peut être corrigée par une reprise d'usinage, sauf à modifier les cotes. Le problème est rendu encore plus ardu par le fait que cette soudure correspond à une étanchéité entre l'eau et le vide soit, compte tenu de la pression de service de l'eau destinée au refroidissement lors des tests, correspond à un différentiel de pression de 8 bars.

La solution retenue consiste à boucher les trous avec de la résine en faisant le vide à l'intérieur du circuit de refroidissement, de manière à ce que la résine migre dans les fissures. Afin de protéger la résine de l'onde HF en fonctionnement, un cuivrage électrolytique de 30 à 50 µm d'épaisseur est ensuite pratiqué* suivant la méthode acide.

Le choix de la résine est difficile: elle doit être assez fluide pour pénétrer dans la crevasse, mais pas trop afin de ne pas être aspirée complètement par la fuite avant polymérisation. L'utilisation de diluants est déconseillée en raison des problèmes de dégazage qu'ils induisent. La résine d'imprégnation utilisée est de la marque CIBA (CW508), combinée en dosage 1/1 avec un durcisseur (Jeffamine D400).

A l'issue du cuivrage, on observe que tous les cratères bouchés à la résine et correspondant à des fuites ont disparu. Des aspérités consécutives à un courant trop fort sont néanmoins apparues, en particulier à la base de la tige support, nécessitant un ébavurage (figure V-101).

Le test des tubes de glissement sous 13 bars d'hélium pendant 1 heure puis sous 10 bars d'eau déionisée circulante pendant 12 heures permet de qualifier le tube de glissement pour aimant à conducteur plein (voir 3.5). En revanche, on observe l'ouverture de quelques nouvelles fuites, ne correspondant pas à d'anciennes fuites rebouchées auparavant, sur les deux autres tubes de glissement, dans la gamme 10^{-6} à 10^{-8} torr.l.s⁻¹.

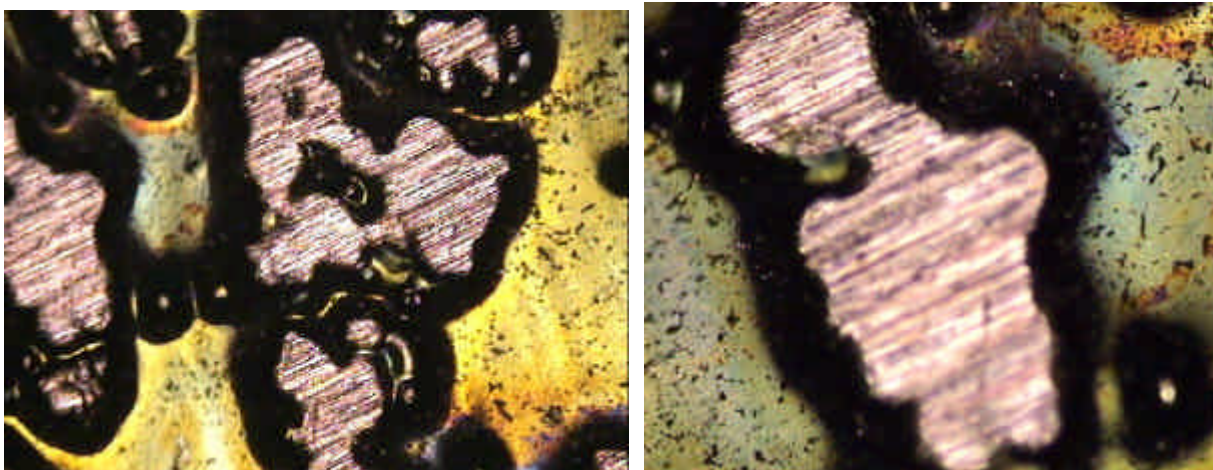


figure V-101 - Vue au microscope de la surface de la tige support après cuivrage électrolytique de réparation et ébavurage des aspérités. A gauche: grossissement x50, les taches roses correspondent au cuivre et les rayures (quelques microns de large) au grain de la toile émeri utilisée pour l'ébavurage. A droite: grossissement x100; la différence de netteté s'explique par une différence de hauteur entre surfaces de cuivre (entre 50 et 100 microns). De manière générale, les zones vertes sont des carbonates de cuivre, les taches jaunes des oxydes, et les auréoles noires correspondent à des pentes entre différentes élévations (zones d'ombre).

* Par la société SGI, Villers-Cotterêts.

Apparemment, ces nouvelles fuites se sont ouvertes sous la pression de l'eau (elles n'apparaissent pas à l'issue du test sous pression d'hélium), ou bien elles correspondent à des fuites préalablement obturées par l'intérieur et dégagées par la circulation d'eau.

Devant le risque de voir s'ouvrir de nouvelles fuites en permanence, il est décidé de boucher tous les cratères à l'aide d'une résine (Torr Seal™ de chez *Varian*, moins fluide que la résine utilisée précédemment) puis de protéger cette résine en martelant au-dessus une fine couche d'indium (figure V-102), destinée à protéger la résine de l'onde HF.



figure V-102 - Aspect des cratères après réparation partielle à la résine et martelage d'indium. Les cratères encore visibles n'ont pas été rebouchés car ils ne correspondent pas à des fuites.

Si l'indium engendrait des pertes thermiques trop importantes*, ce qui est peu probable dans la mesure où son application est très localisée et se situe dans un secteur très bien refroidi, on se réservait la possibilité d'un cuivrage électrolytique supplémentaire (pour lequel l'indium, conducteur métallique, offre un meilleur support que la résine). Néanmoins, des tests ont montré que, l'acide sulfurique attaquant l'indium, cette solution n'est pas envisageable.

V.3.5. Déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein

Lors des tests d'étanchéité du tube de glissement pour aimant à conducteur plein, une pression excessive appliquée dans le circuit de refroidissement a conduit à une déformation importante du profil du tube. Une analyse attentive de ces déformations conduit à penser que ces déformations sont sans influence sur le refroidissement et sur l'aimant. En particulier, les déformations observées au niveau du tube faisceau sont limitées entre 10 et 30 μm .

Une simulation *SUPERFISH* se basant sur un relevé du nouveau profil démontre que la déformation, atteignant localement 4,75 mm, conduit à un décalage de la fréquence de

* L'indium a une conductivité électrique de l'ordre de 20% IACS (1/5 du cuivre, près de 10 fois l'acier inoxydable).

résonance de -4,5 MHz, lié à la variation de la capacité entre les tubes de glissement. Ce décalage, vérifié par la mesure (347,91 MHz, soit un décalage en fréquence de 3,5 à 4 MHz, un peu moindre que la valeur calculée) étant inacceptable du point de vue de la bande passante de la tétrode, une opération de remise en forme a été effectuée. Le tube a été pris en étau entre deux outils de forme reproduisant très exactement le profil original du tube et passé sous une presse hydraulique. Le résultat conduit à un tube dont les dimensions varient localement de quelques dixièmes de millimètre par rapport au profil initial (figure V-103), et permettent de gagner 3,5 MHz sur la fréquence de résonance (351,4 MHz).

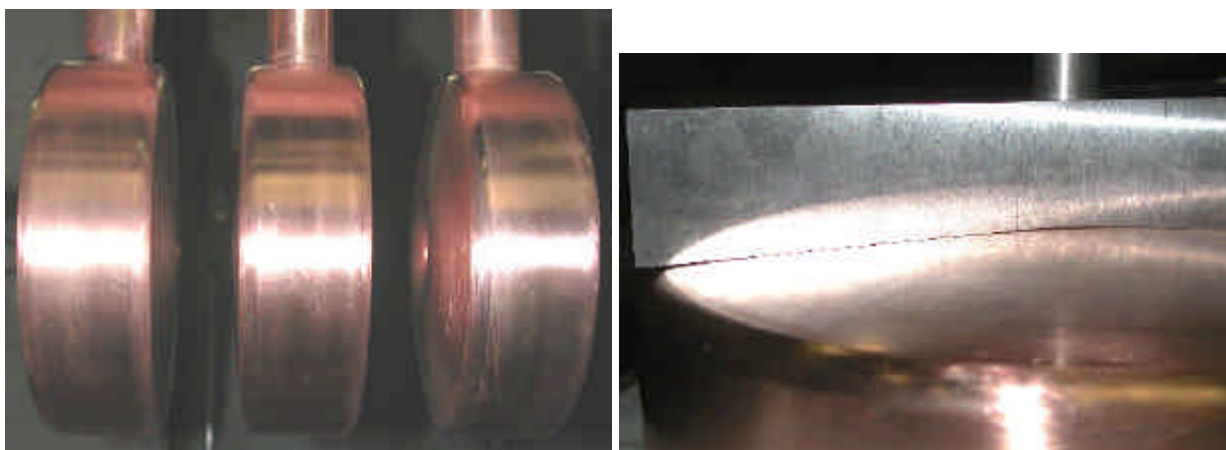


figure V-103 - Remise en forme du tube de glissement déformé. A gauche: les trois tubes de glissement côte à côte permettent de bien distinguer la déformation sur le tube de droite. A droite: ce même tube après passage sous presse; l'outillage en aluminium, usiné au profil théorique, permet de constater la faiblesse de la déformation résiduelle.

V.3.6. Discussion

Les difficultés rencontrées remettent-elles en cause la méthode de fabrication utilisée ? En fait, les contraintes imposées par la présence d'un aimant, élément fragile sur les plans magnétique et mécanique (au niveau des isolant et résines), spécifiquement l'impossibilité de chauffer l'ensemble, éliminent bon nombre de techniques d'assemblage: la brasure est exclue, de même que la soudure TIG qui, sur du cuivre, nécessite un préchauffage. En conséquence, seule reste viable la soudure par faisceau électronique, avec les aléas qu'elle implique.

Les déboires rencontrés imposent néanmoins quelques améliorations techniques. Il convient de souligner que seule une soudure, la numéro 7, est réellement déficiente, nécessitant une nouvelle optimisation des paramètres de soudage et une révision des sur-épaisseurs d'ébauche. Il serait donc abusif de remettre en cause la totalité de la technologie et des concepts utilisés sur la base de cette seule défaillance, surtout en l'absence de solutions alternatives viables, et dans la mesure où les causes du problème sont clairement identifiées.

V.4 Soufflets et dispositif de réglage

V.4.1. Soufflets*

Le protocole technique utilisé pour la réalisation des soufflets (figure V-104) est le suivant:

* La réalisation des soufflets a été confiée à la société SOPRODI, basée en Lorraine. Il convient de noter que cette consultation a été difficile, nombre d'entreprises se désistant non en raison de difficultés technologiques mais d'un manque d'intérêt pour ce type de marché à faible volume.

- recuit d'une plaque de cuivre de 0,5 mm d'épaisseur à 600°C;
- roulage de la plaque;
- soudure TIG pour former un tube;
- mise en forme mécanique du soufflet par moletage (repoussage mécanique à froid).

Aucun recuit intermédiaire n'est nécessaire, le cuivre étant naturellement recuit lors de la soudure TIG.



figure V-104 - Soufflet en cuivre sur son support pour essai mécanique.

Le seul problème rencontré se situe lors de la soudure. Initialement, elle se faisait bout à bout, mais cette technique, compte tenu des efforts imposés importants, a engendré des déchirements lors du moletage. Aussi, la technique retenue est une soudure par léger recouvrement (sans reprise mécanique subséquente), entraînant certes une légère inhomogénéité dimensionnelle (surépaisseur locale), mais permettant un moletage sans difficulté.

V.4.2. Discussion

Le même soufflet peut être réalisé par électroformage. Il a aussi été envisagé de le réaliser par hydroformage, mais cette solution (mise en forme sous pression hydraulique) faisant appel à des moules est plus adaptée à des grandes séries.

V.5 Enceinte

La dernière pièce majeure est l'enceinte elle-même. Comme on l'a déjà vu, le choix du cuivre comme matériau de base rend la fabrication, et plus précisément la soudure, difficile.

Cette difficulté a clairement été sous-estimée, à tel point que la réalisation de cette première enceinte a dû être abandonnée. Une seconde enceinte, en acier inoxydable cuivré, a ensuite été conçue et réalisée.

Les problèmes liés à la fabrication de cette deuxième enceinte sont radicalement différents. La soudure de l'acier inoxydable est parfaitement maîtrisée. La difficulté est reportée sur le problème du cuivrage électrochimique.

La construction de l'enceinte en cuivre fait l'objet des paragraphes suivants; l'accent est mis sur le problème de la soudure. Dans un deuxième temps, on s'intéressera à la réalisation de la deuxième enceinte, la plus importante dans la mesure où elle a été achevée, mais en se focalisant sur d'autres aspects, en particulier le cuivrage et les problèmes de gamme de réalisation.

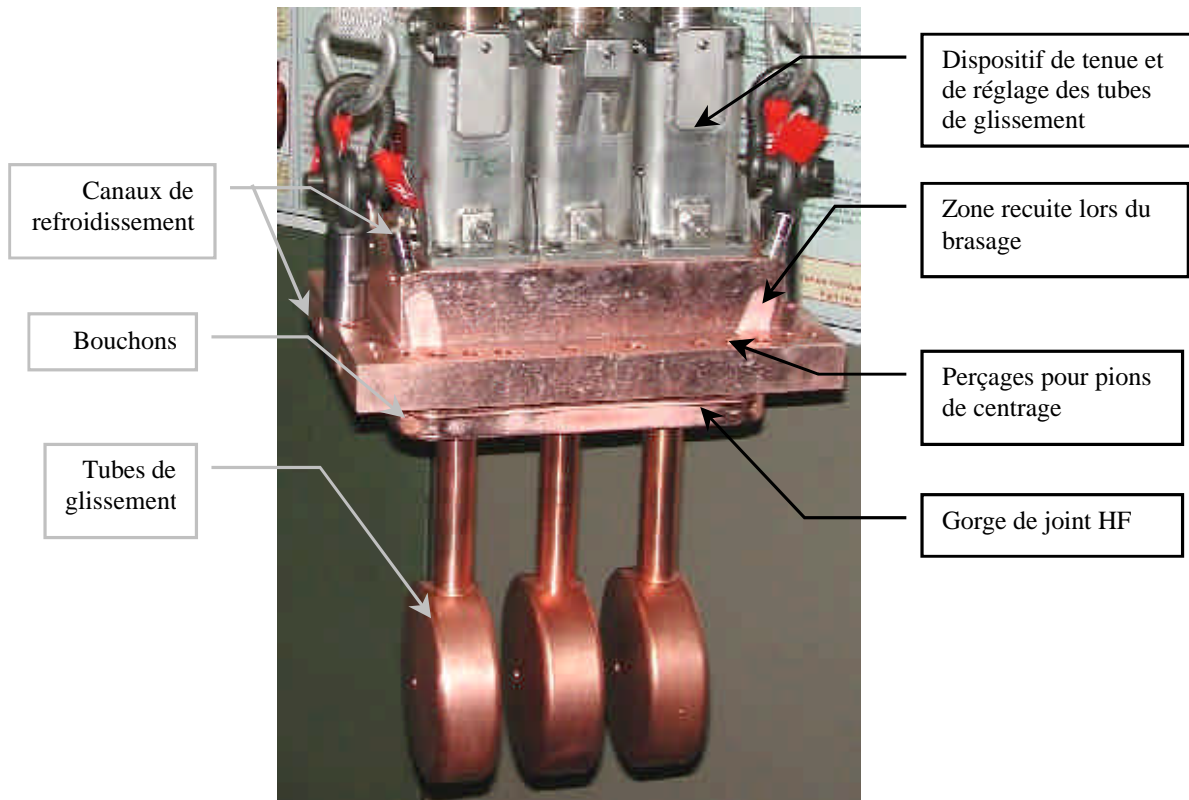


figure V-105 - Poutre avec tubes de glissement montés. On distingue bien les bouchons brasés. La zone blanche indiquée comme étant recuite lors du brasage correspond à une paroi de faible épaisseur le long des remontées du canal de refroidissement inférieur, le changement de couleur étant lié à la combinaison de cette faible épaisseur et du recuit lors du brasage.

V.5.1. Enceinte en cuivre

L'enceinte en cuivre* du DTL se compose de la virole cylindrique, de deux capots d'extrémité massifs, et de la poutre destinée à supporter les tubes de glissement.

V.5.1.1 Fabrication de la poutre

Cette poutre (figure V-105) est une pièce massive usinée à partir d'un bloc de cuivre Cu c2. Cette réalisation ne pose aucune difficulté majeure, si ce n'est la planéité demandée sur les

* Dont la réalisation était confiée à la société SPGP, située près d'Aix-en-Provence.

faces de portée de joint (nécessaire pour les joints *Helicoflex*), Ra 0,8, les tolérances liées à la face de référence (0,02 mm), et le rebouchage des canaux de refroidissement. La face de référence est très importante, car elle permet d'assurer que l'ensemble des trois tubes de glissement sera aligné avec les demi tubes d'extrémité. Les canaux de refroidissement sont au nombre de quatre, deux de chaque côté de l'axe des tubes de glissement, longitudinaux exclusivement (la conductivité thermique du cuivre rend superflu un refroidissement perpendiculaire). Ces tubes sont obtenus par perçage du bloc. Les deux canaux inférieurs sont alimentés par des perçages à 20° de la verticale, ce qui impose un rebouchage des canaux longitudinaux inférieurs. Celui-ci fait étanchéité entre le vide et l'eau, et est réalisé par soudure TIG de bouchons en cuivre filetés, l'ensemble de la pièce étant ensuite reprise en usinage pour obtenir les arrondis.

La pièce est étuvée à 200°C, son étanchéité testée sous 15 bars d'eau. Elle est ensuite nettoyée à l'aide d'une lessive alcaline (TFD-4 à 10%) en bain ultrason.

Des fuites ont été observées sur les bouchons. A la suite de l'abandon du prototype en cuivre, il a été décidé de rajouter une gorge destinée au joints HF (IV.5.1.3). L'usinage de cette gorge, située en limite des bouchons, a entamé les soudures. La réparation consiste à ouvrir les bouchons puis à en braser de nouveaux au four sous vide. La brasure utilisée est d'un type nickel-cuivre à haute température de fusion (>1000°C).

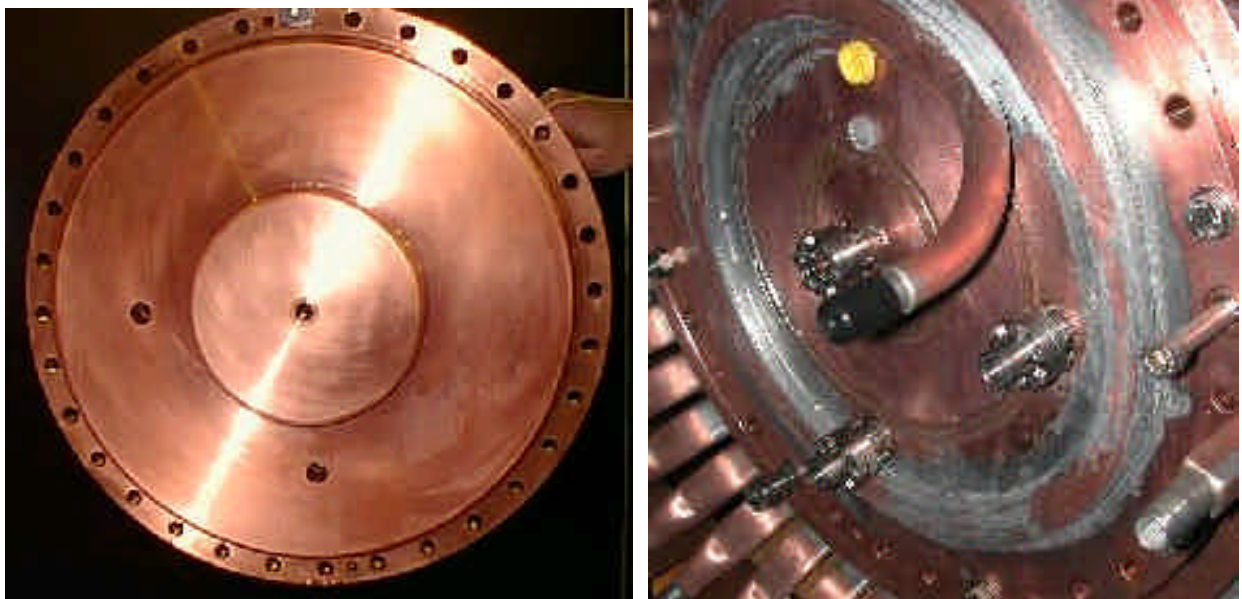


figure V-106 - Capot d'extrémité vu de l'intérieur (à gauche) et de l'extérieur (à droite). On distingue parfaitement la forme du demi tube de glissement, les piquages d'antenne, le tuyau aplati brasé et les deux cordons de soudure des canaux centraux (sur la photo de droite).

V.5.1.2 Fabrication des capots

Les capots (ou flasques, figure V-106) se composent de deux pièces.

La base est une pièce de révolution cylindrique, réalisée au tour, dans la masse de laquelle est taillée la forme des demi tubes de glissement d'extrémité. Les tolérances de cet usinage sont identiques à celles imposées sur les tubes de glissement. L'épaisseur du capot hors demi tube de glissement est de 50 mm. La tolérance sur les faces de référence est de 0,01 mm.

La deuxième pièce sert à fermer les canaux d'eau proches de l'axe faisceau, destinés au refroidissement des demi tubes de glissement. Elle est soudée par la méthode TIG.

Trois traversées fermées par des brides CF16 en acier inoxydable sont réalisées sur chaque flasque sur l'axe faisceau et à 90° l'une de l'autre sur un rayon de 125 mm, pour insérer des diagnostics (antennes, hublots). Chacun de ces piquages est constitué d'un tube en cuivre soudé sur le perçage, sur lequel est ensuite soudé la bride standard en acier inoxydable.

Un serpentin constitué d'un tube de cuivre aplati est ensuite soudo-brasé (à l'étain) pour compléter le refroidissement.

L'étanchéité des canaux soudés est testée sous 15 bars d'eau. La pièce est ensuite nettoyée à l'aide d'une lessive alcaline (TFD-4 à 10%) en bain ultrason.

L'un des piquages sur l'axe fuyant au niveau de la jonction entre le tube en cuivre et la pièce de masse, une réparation a été effectuée par soudure TIG. Il a été nécessaire de dégager la base de cette jonction par reprise d'usinage dans la masse du capot afin de rendre les épaisseurs de part et d'autre de la soudure plus homogènes. La réparation est étanche.

V.5.1.3 Fabrication de l'enceinte

L'enceinte se compose d'une tôle en cuivre Cu c2 de 10 mm d'épaisseur roulée puis soudée. Dans cette tôle roulée sont pratiquées quatre ouvertures: l'entrée HF et à la grille de pompage en vis-à-vis dans le plan horizontal, et dans le plan vertical l'ouverture pour la poutre et à l'opposé celle pour le bloc d'accord en fréquence. La grille de pompage est réalisée dans un bloc de cuivre massif.

Viennent se souder sur l'enceinte les brides épaisses des capots d'extrémité (soudures 22 et 23), la grille de pompage (soudures 8 et 9), le conduit HF (soudure 3), le support de la plaque d'accord en fréquence (soudures 6 et 7), la bride de poutre (soudures 1 et 2), et les trois piquages de diagnostic (soudures 11, 12 et 13).

Toutes les soudures sont effectuées manuellement selon la technique TIG (*Tungsten Inert Gas*). Il convient de souligner que la soudure du cuivre par la technique TIG manuelle, du fait des quantités de chaleur mise en jeu, est extrêmement pénible. Cette pénibilité est accentuée par le préchauffage, le rayonnement important du métal, en particulier pour des soudures intérieures dans un volume restreint (diamètre de 500 mm). Cette difficulté pratique ne doit pas être sous-estimée car elle conditionne la qualité du résultat.

L'enceinte est ensuite reprise intérieurement pour obtenir le diamètre interne à la tolérance demandée (rotondité de 1 mm). Cette technique a pour conséquence une inhomogénéité de l'épaisseur de la virole. L'épaisseur minimum est fixée à 5 mm du fait des critères de tenue mécanique (IV.4.2.2). Cette épaisseur variable de la virole a toutefois des conséquences mineures sur le plan thermique compte tenu de l'excellente conductivité du cuivre.

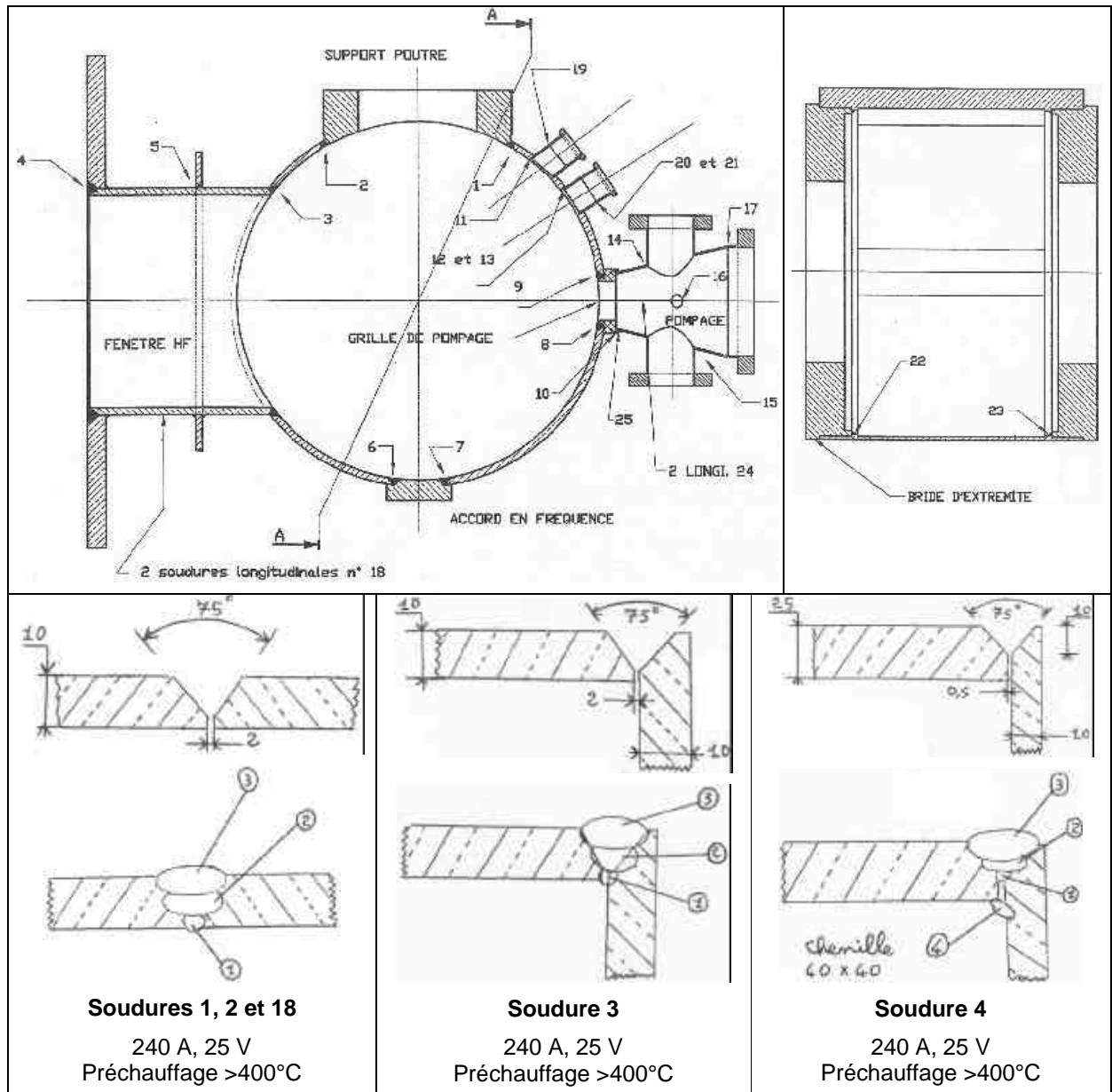
En revanche, ce choix accentue la complexité de fabrication, qui réside dans la soudure du cuivre. En effet, les fortes épaisseurs de cuivre sont plus particulièrement difficiles à souder.

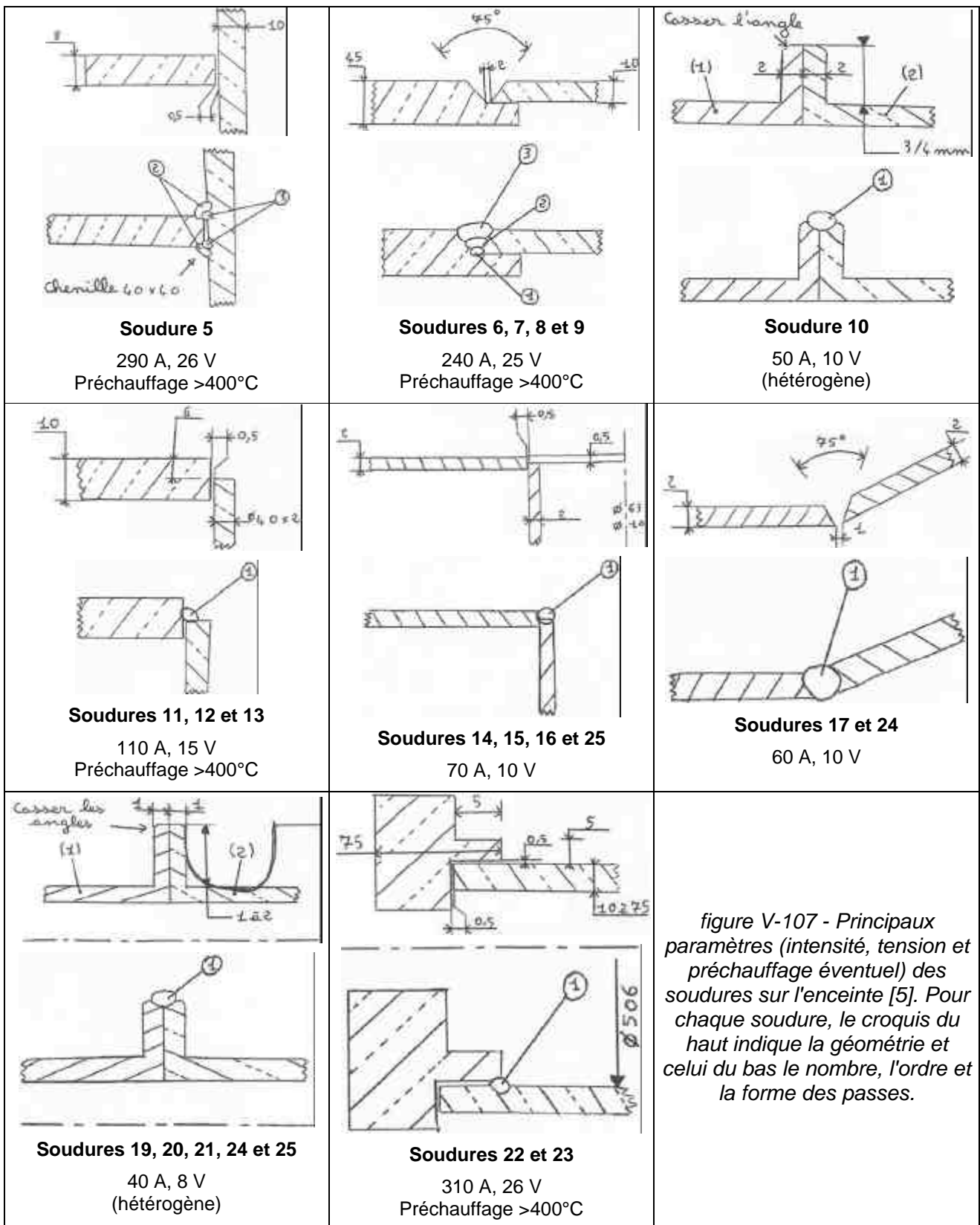
Le soudage du cuivre pose des difficultés techniques reconnues [4], liées à certaines de ses propriétés physico-chimiques.

- Sa haute conductivité thermique conduit à une diffusion de la chaleur d'apport destinée à la fusion du métal et impose des puissances de chauffage élevées ainsi qu'un préchauffage d'autant plus importants que les épaisseurs à souder sont grandes.
- Sa grande fluidité à l'état fondu peut imposer un soutien (rigole ou autre) à l'envers de la soudure.
- Son aptitude à dissoudre les gaz à chaud et à l'état liquide engendre un risque de soufflure.

- L'utilisation de cuivre Cu c2 exempt d'oxygène permet de s'affranchir d'un dernier risque, lié à son aptitude à dissoudre son propre oxyde, phénomène à l'origine de fragilisation de la soudure.

En conséquence, les différents types de soudure ont fait l'objet d'essais préliminaires permettant d'optimiser les géométries de lèvres, les sur-épaisseurs et les paramètres TIG proprement dits. Ces soudures sont présentées individuellement sur la figure V-107.





Les principales étapes de la gamme de la réalisation sont, dans l'ordre, les suivantes:

- (a) réalisation et soudure de la virole en sur-épaisseur (+5 mm) et en sur-longueur (+100 mm);
- (b) réalisation de l'ouverture puis soudure (1 et 2) de la bride de poutre;
- (c) réalisation de la grille de pompage en ébauche, ouverture sur la virole puis soudure (8 et 9) de la grille de pompage sur la virole;
- (d) réalisation du conduit HF à partir de deux demi coques (soudure 18); soudure du renfort (5) et de l'ébauche de la bride (4); ouverture sur la virole puis soudure (3) du conduit HF sur la virole;
- (e) réalisation du support de plaque d'accord en fréquence; ouverture sur la virole et soudure (6 et 7) de ce support;
- (f) mise à longueur de la virole, usinage des oblongs de la grille de pompage et des emboîtements pour la soudure des brides d'extrémité;
- (g) réalisation (soudures hétérogènes 19, 20 et 21) des piquages de diagnostic; soudure (11, 12 et 13) des piquages sur l'enceinte;
- (h) réalisation en ébauche et soudure (22 et 23) des brides d'extrémité;
- (i) étamage de la virole et des tubes de refroidissement puis soudo-brasure à l'étain des tubes de refroidissement;
- (j) usinage final de la grille de pompage, réalisation du bloc de pompage;
- (k) reprises finales d'usinage (diamètre intérieur, longueur intérieure, faces de bride);
- (l) soudure (10) du bloc de pompage sur la grille sous atmosphère interne d'argon pour éviter son oxydation;
- (m) nettoyage au TFD-4 (10%) en bain ultrason et test d'étanchéité final; conditionnement à l'abri des UV.

Chaque soudure est précédée d'un dégraissage. Les soudures sur la virole sont suivies d'un contrôle de sa déformation à l'aide d'un gabarit, puis d'un test d'étanchéité.

Les difficultés se sont manifestées lors de la soudure des brides d'extrémité sur la virole mise à longueur (étape (h)). Jusqu'à ce point, les soudures ont été effectuées conformément aux prévisions et se sont avérées toutes étanches. A l'issue de la soudure 22-23, la totalité des soudures précédemment réalisées, à l'exception de celle de la bride de poutre, se sont fissurées dans l'axe des cordons sur des longueurs importantes, comme en atteste l'importance des fuites mesurées (figure V-108).

La tentative de réparation consiste à tenter de combler ces fissures par une brasure à base d'argent type Castolin 1020F (intervalle de fusion 620-660°C, exempte de cadmium) à l'issue d'un décapage à froid par acide sulfamique pendant 12 heures, par l'intérieur, sans fusion du cuivre, la température étant maintenue par un chauffage externe pendant toute la durée de l'opération, et l'excès de brasure devant être ensuite mécaniquement arasé.

Contre toute attente, cette opération a engendré une amplification des fissures. Devant la difficulté supplémentaire engendrée par la présence de brasure sur les zones de fuite, et en l'absence de solution de réparation présentant des chances de réussite raisonnables, le sous-traitant a ensuite demandé et obtenu que la réalisation soit abandonnée.

Il convient de s'interroger sur l'origine de cet échec. L'optimisation individuelle de chaque soudure n'est pas en cause, comme en atteste le fait que toutes les soudures précédentes 22 et 23 ont été réussies. La soudure en cause se caractérise par deux aspects importants. D'une part, c'est celle qui fait appel au maximum de puissance (8,06 kW). De plus, les dimensions des pièces à souder sont grandes, ce qui implique un apport de puissance externe pour le

préchauffage important, et donc des efforts thermiques prononcés. Enfin, cette soudure étant réalisée à 90° des soudures précédentes intercepte presque tous les cordons réalisés auparavant. Or les soudures d'essai se sont focalisées sur des problèmes géométriques individuels, sans tenir compte de l'interaction des soudures entre elles. C'est certainement une erreur à l'origine de cet échec.

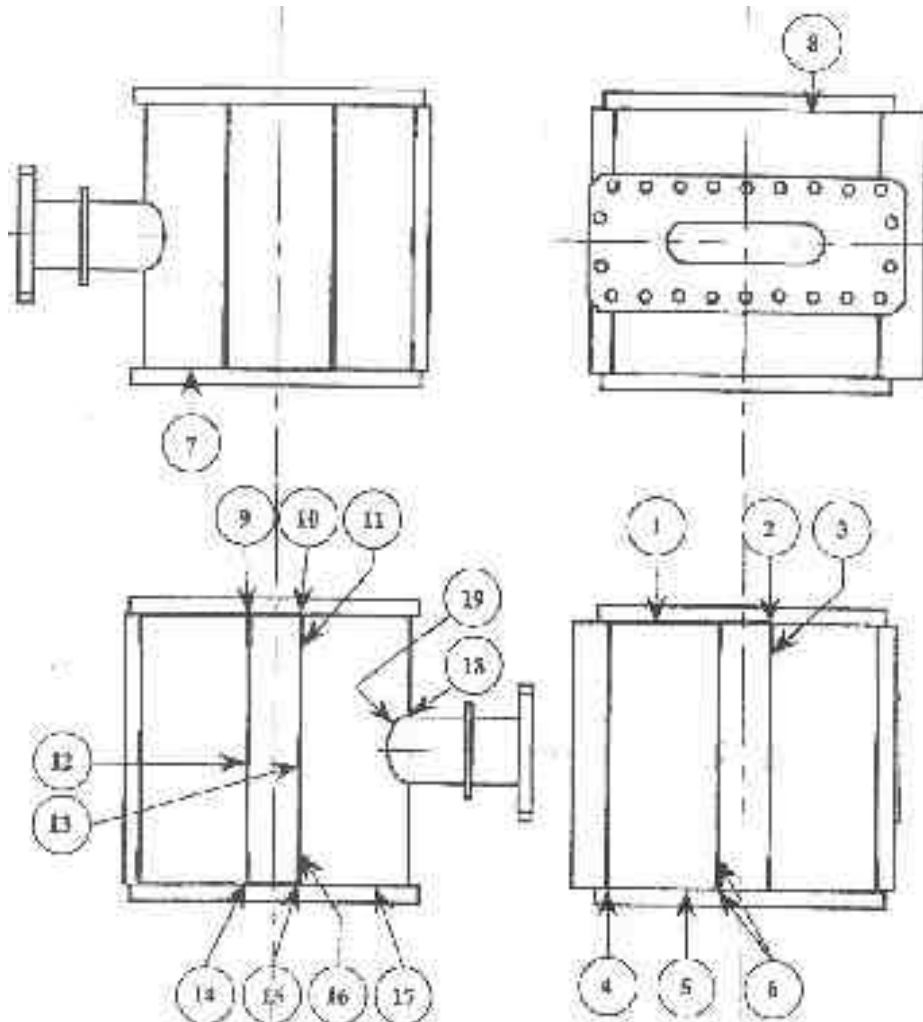


figure V-108 - Localisation des fuites sur le prototype cuivre à l'issue de l'étape de fabrication (h) [5].

On peut avancer une explication physique: les dilatations et les efforts imposés sur la virole par les brides d'extrémité lors des soudures 22 et 23 ont contraint les soudures précédentes au delà de la limite admissible, entraînant leur fissuration. L'intersection des cordons de soudure est également un point singulier source de problème puisque la figure V-108 indique que la jonction des soudures 22 et 23 avec celles du bloc d'accord en fréquence et de la grille de pompage sont des points de fuite. Il y a donc une combinaison de deux facteurs différents au moins.

Seuls de plus amples calculs de thermo-mécanique couplés à d'autres essais pourraient confirmer avec plus de certitude la validité de cette explication. Le remède passe alors par une optimisation géométrique des points d'intersection des soudures et sans doute des lèvres de la soudure 22-23, mais aussi et surtout par un contrôle des contraintes imposées par cette soudure sur la virole (par exemple par un cerclage destiné à empêcher ou limiter les dilatations). Quelle que soit la solution envisagée, toutefois, elle implique un surcoût important qui entame la

compétitivité d'une solution en cuivre intégral par rapport à des solutions alternatives en acier ou autre*.

V.5.1.4 Discussion

Les techniques pouvant être envisagées pour la réalisation d'une telle enceinte sont multiples. Il convient cependant de se rappeler que celle retenue doit être extrapolable pour une enceinte de 6 mètres de long.

La technique de soudure par faisceau d'électrons, bien adaptée au cuivre, et utilisée pour les tubes de glissement, apparaît comme une solution intéressante. Toutefois, pour une enceinte de 6 mètres de long, elle devient difficile à mettre en œuvre (ajout de chambres à vide supplémentaires autour de la chambre de soudage). De plus, la soudure par faisceau électronique ne permet pas de souder des éléments de 10 mm d'épaisseur.

Le choix de cette forte épaisseur est probablement une erreur importante. Une tôle plus mince est plus facile à souder et requiert un préchauffage et un apport de chaleurs moindres. Néanmoins, se pose de toutes façons le problème des brides des capots, dont l'épaisseur importante est inévitable pour utiliser des joints métalliques.

La réalisation par brasage se heurte au problème qu'il n'existe pas de four admettant des pièces de 6 mètres de long. La dimension des éléments d'enceinte est alors limitée par la capacité des fours existants — un problème qui n'est pas sans évoquer celui lié au cuivrage électrolytique (V.5.2.1).

Dans le cadre du projet CWDD (*Continuous Wave Deuterium Demonstrator*), un DTL de 2,60 m de long a été réalisé par une unique extrusion de cuivre forgé [6]. Cette machine est cependant très différente, puisque conçue pour fonctionner à des températures cryogéniques, le cryostat (et non l'enceinte HF) faisant office d'enceinte à vide. Les contraintes en termes d'étanchéité diffèrent donc radicalement. Plus important, la faisabilité d'une enceinte de cuivre de 5 mm d'épaisseur par une unique extrusion est loin d'être assurée.

En fin de compte, la réalisation par soudure TIG (automatisée pour une machine finale compte tenue des dimensions) semble bel et bien la solution la plus réaliste, compromis entre des considérations techniques et financières.

En l'état, une enceinte de 6 m de long et de 500 mm de diamètre reste donc hors d'atteinte sauf à y consacrer des investissements importants.

V.5.2. Enceinte en acier inoxydable

Les problèmes liés à la réalisation d'une enceinte en acier inoxydable† sont radicalement différents de ceux posés par le cuivre. En particulier, l'acier inoxydable est soudable par à peu près toutes les techniques.

Le principal problème repose dans les cuivrages, interne et externe, mince et épais, et aux contraintes qu'ils engendrent sur le plan géométrique comme sur celui de la gamme de réalisation.

* Des entretiens ultérieurs réalisés à titre informel avec des manufacturiers confirment qu'une solution en cuivre intégrale est plus chère d'un facteur 2 *au moins* par rapport à une solution en acier ou en inox.

† La réalisation de l'enceinte en acier inoxydable, ainsi que les réparations et reprises sur les pièces en cuivre (poutre et capots) était confiée à la société Bouetard, basée en région parisienne. Les cuivrages ont été pris en charge par GSI en collaboration avec le CEA.

V.5.2.1 Cuivrage

La nécessité d'un dépôt de cuivre sur l'enceinte en acier inoxydable est double: à l'intérieur pour assurer la conductivité électrique sur une dizaine d'épaisseurs de peau*, à l'extérieur sur au moins 1 mm pour assurer une couche thermoconductrice. Les propriétés attendues pour ces deux revêtements ne sont pas les mêmes: conductivité électrique pour le premier, et thermique pour le second (les deux sont néanmoins intimement liés). Les contraintes imposées au dépôt mince portent sur l'état de surface, sa propreté (faible taux de dégazage) et la précision (contrôle des surépaisseurs).

Les techniques de dépôt du cuivre répondant à ces critères ne sont pas nombreuses. Les seules vraiment considérées sont les dépôts chimiques, électrolytiques et par projection thermique.

Le dépôt obtenu par projection thermique est très oxydé, ce qui diminue fortement ses conceptions thermique et électrique. La projection sous vide limite l'oxydation, mais le résultat obtenu est toujours inférieur à un dépôt chimique ou électrolytique.

Le dépôt chimique a pour avantage son homogénéité. Son principal inconvénient est la lenteur du dépôt qui limite son utilisation à de faibles épaisseurs. L'homogénéité exceptée, il possède par ailleurs tous les inconvénients du dépôt électrolytique.

Le cuivrage électrolytique, technique couramment utilisée dans le domaine des accélérateurs, a pour désavantage majeur d'aboutir à des épaisseurs qui varient fortement avec la géométrie, du fait que les lignes de champ et l'amplitude de celui-ci gouvernent la vitesse de dépôt. En conséquence, une arête entraîne de forts dépôts par effet de pointe, alors qu'un creux est faiblement cuivré car le champ y est faible. Ce facteur est une raison majeure ayant conduit au choix d'un cuivrage thermique épais à l'extérieur, et non à l'intérieur (l'effet est d'autant plus sensible que les temps d'exposition et les courants sont importants, paramètres nécessaires pour des dépôts épais).

Le cuivrage a plusieurs inconvénients. Le premier est relatif à sa fragilité. Le cuivrage mince, s'il est abîmé (rayure ou autre) ne laisse guère de possibilité de réparation. Il faut donc limiter les opérations mécaniques après cuivrage et protéger celui-ci lors de celles qui sont inévitables.

Le deuxième inconvénient, et non le moindre, tient aux bains chimiques dans lesquels doit être plongée l'objet à cuivrer. Les cuves existant dans l'industrie limitent la dimension de la pièce, à moins de construire une installation adaptée à ses dimensions. Ceci est d'autant plus vrai pour une pièce en acier qui nécessite une sous-couche de nickel électrolytique dit "de Wood", et donc une cuve dédiée au nickelage de même taille.

En Europe†, les plus grandes cuves existantes se trouvent à GSI (*Gesellschaft für Schwere Ionen Forschung*, Darmstadt). Elle permettent de cuivrer des objets jusqu'à 3 mètres de long. La société française TSM a développé pour les besoins de la société belge IBA, qui fabrique et commercialise des cyclotrons, une technique de cuivrage sans cuve: l'enceinte à cuivrer est sa propre cuve, et est rempli d'électrolyte. Mais la circulation de l'électrolyte, les passages d'anode

* L'épaisseur de peau, qui permet de mesurer la pénétration de l'onde HF dans la paroi, correspond à la profondeur où le champ est atténué d'un facteur e^1 . Elle vaut:

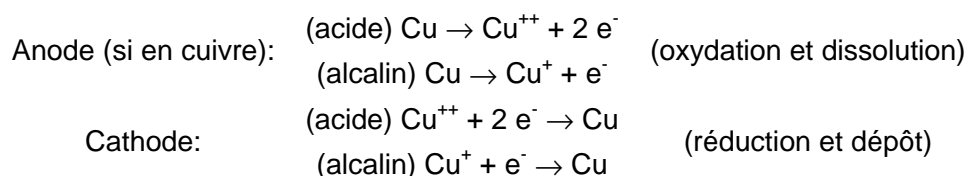
$$h = \sqrt{\frac{1}{\mu_0 \mu_r \sigma f}}$$

où σ est la conductivité électrique du matériau (58 MS/m pour le cuivre) et f la fréquence de l'onde. Dans le cas d'une cavité en cuivre à 352 MHz, l'épaisseur de peau vaut 3,5 μm , ce qui conduit à un dépôt électrolytique de 30 μm au minimum.

† Et apparemment ceci est valable pour le monde entier.

et l'élimination de toute poche d'air résiduelle dans la pièce à cuivrer rendent difficile et coûteuse la mise en œuvre de cette technique, et celle-ci n'est bien entendu pas adaptée à un cuivrage externe.

Il existe deux familles principales de cuivrage électrolytique: le cuivrage en bain acide et le cuivrage en bain alcalin. Ces deux familles reposent sur une réaction d'oxydoréduction:



Dans un bain alcalin, le cuivre est sous forme monovalente (Cu^{+}) et non divalente; le rendement théorique est donc deux fois meilleur. Le tableau V-38 présente les conditions opératoires pour les deux types de bain.

La technique acide permet de travailler à des densités de courant supérieures (à condition de procéder à une agitation du bain). Ceci améliore la vitesse de dépôt, mais favorise également la création d'arborescences (fleurs, figure V-110). La présence d'acide sulfurique augmente la conductivité électrique de l'électrolyte ce qui améliore la qualité du dépôt. Il est préférable de fonctionner à basse température afin de favoriser la finesse de grain et de profiter du pouvoir nivelant du dépôt. Le cuivrage acide sur acier nécessite une sous-couche d'accrochage constituée d'un dépôt de nickel dit "de Wood", également obtenu par voie électrolytique.

	Nickel de Wood	Cuivrage acide	Cuivrage cyanuré
Composition des bains	<ul style="list-style-type: none"> ✓ Chlorure de nickel $\text{NiCl}_2, 6 \text{H}_2\text{O}: 240 \text{ g/l}$ ✓ Acide chlorhydrique concentré $\text{HCl} (38\% \text{ masse}): 80 \text{ à } 125 \text{ cm}^3/\text{l}$ ✓ Acide borique $\text{HBO}_3: 30 \text{ g/l}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ Sulfate de cuivre $\text{CuSO}_4, 5 \text{H}_2\text{O}: 150 \text{ à } 250 \text{ g/l}$ ✓ Acide sulfurique $\text{H}_2\text{SO}_4: 15 \text{ à } 100 \text{ g/l}$ ✓ Chlore $\text{Cl}: 0,06 \text{ g/l}$ ✓ Agents nivelant, mouillant, brillanteur 	<ul style="list-style-type: none"> ✓ Cyanure cuivreux $\text{CuCN}: 50 \text{ à } 120 \text{ g/l}$ ✓ Cuivre $\text{Cu}: 35 \text{ à } 90 \text{ g/l}$ ✓ Cyanure de sodium ou de potassium $\text{NaCN} \text{ ou } \text{KCN}: 60 \text{ à } 175 \text{ g/l}$ ✓ Cyanure libre $\text{CN}: 10 \text{ à } 20 \text{ g/l}$ ✓ Soude ou potasse $\text{NaOH} \text{ ou } \text{KOH}: 30 \text{ à } 50 \text{ g/l}$
Température	20 à 30°C	16 à 50°C	60 à 80°C
Courant cathodique	300 à 1000 A/m ²	100 à 2000 A/m ²	100 à 1100 A/m ²
Courant anodique		100 à 1700 A/m ²	150 à 400 A/m ²

tableau V-38 - Comparaison des cuivrages électrolytiques alcalin et cyanuré et du nickelage de Wood [7-8].

Le cuivrage cyanuré (ou alcalin) possède un avantage indéniable: il ne nécessite pas de sous-couche d'accrochage sur les aciers, ce qui, en dépit des problèmes de toxicité des effluents liés à la présence de cyanure, le rend plus courant dans l'industrie que le cuivrage acide. Cette propriété est liée à la formation d'un complexe cyanuré très stable, du type $\text{Cu}(\text{CN})_3^{2-}$, qui abaisse le potentiel de dépôt du cuivre en deçà de celui du fer. Dans ce type de bain, la soude ou la potasse jouent le même rôle que l'acide sulfurique dans le bain acide [7].

Les cuivrages obtenus par ces différentes techniques diffèrent par leur structure et leurs propriétés: structure colonnaire, fibreuse, cristalline, stratifiée [7]... Cette structure influe sur les propriétés du dépôt: désorption, état de surface, conductivité électrique... Si les conséquences sont négligeables pour un dépôt thermoconducteur épais, il n'en est pas de même pour un dépôt destiné à être placé sous vide et à supporter de forts courants HF.

La structure du cuivrage dépend non seulement de la technique de cuivrage utilisée, mais aussi et surtout des additifs (brillanters, agents nivelants et mouillants) présents dans les bains

d'électrolyte. Ces additifs relèvent généralement du brevet et du secret industriel, ce qui explique la difficulté d'obtenir des renseignements précis et concordants sur la composition optimale d'électrolyte. Leur dosage est extrêmement sensible.

La complexité du problème est telle qu'aucun consensus clair ne se dégage quant à la technique optimale pour l'obtention d'un dépôt possédant les qualités demandées: excellente conductivité électrique, faible taux de dégazage, bon état de surface. Les Allemands de GSI [8] favorisent une technique de cuivrage acide avec agents nivelants, mouillants et brillanters; une optimisation des conditions opératoires leur permet d'obtenir des valeurs de conductivité de plus de 99% IACS avec un taux de désorption faible. Au contraire, les Japonais de Mitsubishi et du KEK rejettent l'utilisation d'additifs (qui conduit selon eux à des dépôts de moins de 80% IACS) et favorisent une technique de dépôt en bain acide sans additif et avec inversions de polarité périodique. Le dépôt obtenu possède une conductivité électrique de plus de 100% IACS après électropolissage.

Les qualités du dépôt vis-à-vis du vide sont aussi l'objet de polémiques difficiles à trancher.

Il est toutefois généralement admis que le cuivrage acide donne une meilleure conductivité électrique et un dépôt plus homogène, un état de surface meilleur et une friabilité moindre, ce qui a conduit à le choisir pour la réalisation de cette cavité.

V.5.2.2 Réalisation

L'enceinte se compose d'une tôle en acier inoxydable de nuance 304*, de 4 mm d'épaisseur, roulée puis soudée. La tolérance de cylindricité du diamètre intérieur est ramenée à 3 mm, sans reprise mécanique. La structure de l'ensemble est très semblable à celle de l'enceinte en cuivre, à ceci près que le bloc de support de la plaque d'accord en fréquence est supprimé.

Toutes les soudures sont effectuées suivant la technique TIG. A l'exception des brides extérieures d'extrémité, de la bride support de poutre et de la bride du conduit HF, toutes sont totalement pénétrantes, par l'intérieur ou l'extérieur selon la géométrie. Les quatre autres se composent d'une soudure interne d'étanchéité au vide et d'une chaînette de renfort mécanique. L'utilisation de soudures pleine épaisseur garantie leur intégrité lors des opérations ultérieures, en particulier la brasure des tubes de refroidissement qui fait appel à un décapant abrasif à même de s'infiltrer dans des soudures non pénétrantes et de les attaquer.

Les tuyaux de refroidissement sont aplatis puis soudo-brasés à l'étain sur la couche de cuivre épaisse recouvrant l'acier inoxydable.

La gamme de réalisation retenue est la suivante:

- (a) réalisation et soudure de la virole en sur-longueur;
- (b) réalisation du conduit HF, du piquage de poutre et du boîtier de pompage (usinage et soudure) (figure V-109);
- (c) réalisation en ébauche des quatre brides principales (poutre, capots, guide HF);
- (d) pointage des brides sur la virole;
- (e) usinage des ouvertures sur la virole;
- (f) soudure des piquages puis contrôle radio;
- (g) mise à longueur des piquages et de la virole (figure V-109) puis contrôle dimensionnel;
- (h) soudure des brides sur les piquages;
- (i) traitement thermique à 1050°C pendant 1 heure;

* Selon la norme américaine, la plus couramment utilisée.

- (j) test d'étanchéité;
- (k) cuivrage;
- (l) brasure des tubes de refroidissement (sous atmosphère de gaz neutre);
- (m) reprise finale des faces de bride;
- (n) nettoyages et contrôles finaux.

Lors des soudures sur la virole, du fait de l'absence de reprise mécanique du diamètre de la virole, la cylindricité est maintenue à l'aide d'un mandrin expansif. La cylindricité obtenue est de 1 mm (à comparer avec les 3 mm demandés)*.



figure V-109 - Réalisation de l'enceinte en acier inoxydable.

A gauche: éléments constitutifs (virole, conduit HF, support de la bride de poutre et tuyaux de refroidissement mis en forme). Au milieu: piquage de pompage en configuration bloc. A droite: mise à longueur de la virole.

Le traitement thermique de l'étape (i) est destiné à éliminer par désorption l'hydrogène dissout dans l'acier inoxydable lors de son élaboration (voir IV.4.1.4.1), à détensionner le matériau (élimination des contraintes résiduelles) et, accessoirement, à réduire les oxydes de surface et de soudure. Sa durée est conditionnée par l'épaisseur de la tôle (qui mesure la quantité d'hydrogène emprisonné). Le moment de ce traitement thermique a été choisi en fonction des taux de désorption mesurés sur les pièces d'essai cuivré (voir chapitre précédent): ces taux confirment qu'un traitement thermique postérieur au cuivrage n'est pas indispensable. De même, toutes les pièces massives sont en acier inoxydable *forgé* (nuance 316LN). L'opération de forgeage, à chaud, permet l'élimination de l'hydrogène emprisonné dans le matériau lors de son élaboration et évite le recours à un traitement thermique de 24 heures (rendu nécessaire par l'épaisseur des pièces).

Dans la pratique, aucun mouvement n'est observé suite au passage de la pièce au four.

L'opération de cuivrage (k) se subdivise comme suit:

- k1) protection des angles et faces non cuivrées (scotch et peinture plastique; figure V-110).
- k2) nettoyage alcalin pendant 3-5 minutes en bain NaOH+KOH sous 800 à 1000 A (continu) avec courtes inversions de polarité;
- k3) rinçage à l'eau industrielle;
- k4) décapage en bain d'acide sulfurique pendant 1-2 minutes;
- k5) rinçage à l'eau industrielle;

* Il convient de souligner qu'une cylindricité de 1 mm n'implique pas que le diamètre interne est plus grand ou plus petit de 1 mm par rapport à la valeur spécifiée, mais que *localement* cette cote s'éloigne de 1 mm du diamètre spécifié.

k6-k9) répétition des étapes k2-k5 à l'identique;

k10) nickelage de Wood en bain acide (chlorhydrique) pendant 15 minutes environ pour une couche de nickel de 5 μm d'épaisseur environ;

k11) rinçage à l'eau industrielle;

k12) cuivrage électrolytique en bain acide;

k13) rinçage à l'eau déionisée (pour éviter l'oxydation de surface);

k14) rinçage à l'alcool et essuyage;

k15-k28) répétition des étapes k1-k14 pour le cuivrage de la face interne.

L'étape k1) est nécessaire pour trois raisons: limiter à ce qui est nécessaire la surface active de la pièce (cathode), éviter que du cuivre ne vienne se fixer à des endroits indésirables (faces de bride, faces de référence...), éviter que du cuivre ne se dépose avec une mauvaise adhérence (étant donnée la faible durée de la phase de nickelage préliminaire, le nickel ne viendra de toutes façons pas se fixer sur ces zones, et le cuivre n'adhère pas correctement sur l'acier non nickelé).

De fait, du cuivre venu se fixer sur les faces de brides standard des piquages de diagnostics a nécessité une opération de nettoyage chimique à l'acide nitrique.

Ne figurent pas dans cette séquence les opérations les plus longues, à savoir la préparation de l'outillage mécanique nécessaire à la préhension et à la tenue des pièces, et des anodes en platine sur grillage en titane utilisées pour le cuivrage interne. La pièce était en position verticale lors du cuivrage externe, et en position horizontale lors du cuivrage interne.

Les courants ont été calculés (en fonction de la distance des anodes à la pièce) pour une vitesse de cuivrage de 25 à 30 $\mu\text{m}/\text{h}$ en moyenne (les distances entre la cathode et les anodes variant selon les portions de la pièce). Les temps d'exposition ont été de 38 heures pour le cuivrage externe (soit une épaisseur théorique de 0,95 à 1,14 mm), et de 2 heures pour le cuivrage interne (soit 50 à 60 μm).

Les anodes standard en cuivre et en nickel liées à chaque bain ont été utilisées pour le cuivrage externe, effectué en premier. Pour le cuivrage interne, le placement des électrodes à l'intérieur de la pièce a nécessité de recourir à des anodes en grillage de titane (matériau résistant aux deux acides et aux deux bases utilisées) recouvert de platine, mises en forme et liées à l'enceinte, qui permet d'effectuer avec cette unique électrode les dégraissages, le nickelage et le cuivrage (le métal déposé provient alors de l'électrolyte). Une électrode spécifique à été réalisée pour le cuivrage du conduit HF (figure V-110).

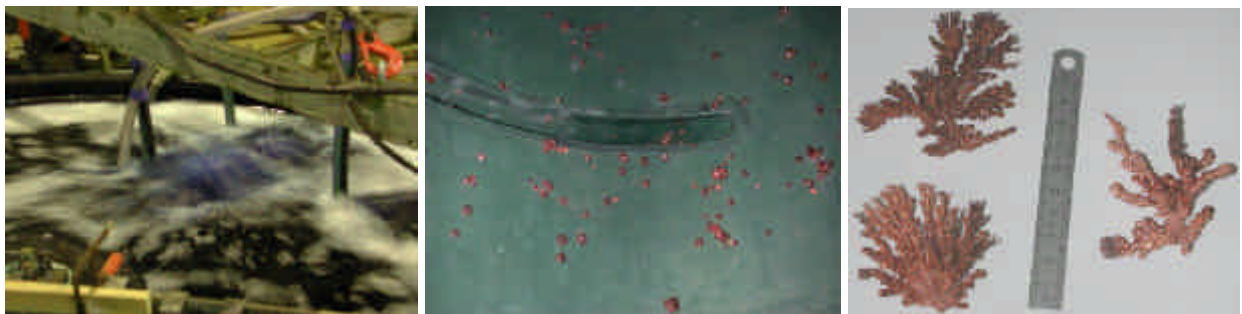
Lors de la phase de cuivrage proprement dite, la solution est agitée en permanence par air comprimé. Ce brassage est destiné à éviter que des bulles d'hydrogène dégagées lors de la réaction électrochimique ne se fixent aux surfaces et n'empêchent le cuivrage. Il vise également à limiter le développement d'arborescences (fleurs), excroissances anarchiques de cuivre qui se forment par fixation, généralement sur un angle, d'une particule parasite en suspension. Ces fleurs croissent très rapidement en direction de l'anode et peuvent provoquer des courts-circuits, d'où la nécessité de les enlever lors des longs cuivrages.

Le cuivrage a été réalisé avec une bonne qualité d'adhérence partout où cela était souhaité. Intérieurement, toutes les surfaces ont été cuivrées, à l'exception de celles nécessitant une reprise mécanique (bords des brides d'extrémité). Les zones ternes sont des zones de granulosités différentes; le phénomène est dû à un masquage de l'anode par des obstacles intermédiaires (bride, recoin de la pièce...), qui déforme les lignes de champ, ralentit la vitesse de dépôt électrolytique et modifie donc sa structure. Dans ces zones, le cuivrage est donc un peu plus mince. De petites protubérances sur la face interne du cuivrage nécessitent un enlèvement

mécanique avec les précautions d'usage (car elles sont des sources d'électrons potentielles en présence de HF).



figure V-110 – Phase de cuivrage. Ci dessus à gauche et au milieu: anodes en platine sur titane pour le cuivrage interne de l'enceinte et du conduit HF respectivement; à droite: pièce avant cuivrage externe, avec système de préhension et d'amenée de courant et protection des faces. Ci dessous, de gauche à droite: bain de cuivrage, apparition de picots sur la face interne lors de l'opération de cuivrage externe malgré la peinture protectrice, et "fleurs" recueillies au cours du cuivrage externe (épais).



Au cours du cuivrage, le conduit HF a été déformé. Ceci est dû au mode de préhension et de suspension de l'enceinte. Une délicate opération de remise en forme mécanique a été nécessaire.

La brasure des tubes de refroidissement s'effectue en plaçant l'intérieur de l'enceinte sous une atmosphère de gaz neutre, de manière à protéger le cuivrage (en particulier de l'oxydation à chaud).

L'enceinte est livrée conforme aux spécifications sans avoir donné lieu à des difficultés de fabrication notables (figure V-111).

V.5.2.3 Discussion

Le choix même de l'acier inoxydable étant destiné à faciliter la réalisation de l'enceinte, il n'y avait pas de problème majeur à attendre de cette réalisation.

Celle-ci pose néanmoins un problème pour la fabrication d'une enceinte complète. En effet, il est impossible avec les installations existantes de cuivrer une pièce de plus de 3 mètres de long, faute de cuve. C'est un argument de plus (avec ceux, en particulier, ayant trait aux problèmes d'alignement et de flèches) en défaveur d'un DTL aussi long. Ce problème se pose également pour les traitements thermiques, des fours d'une telle capacité étant fort rares. La solution consiste probablement à brider des cylindres de 2 ou 3 mètres de long, le problème étant alors lié au pas entre les tubes de glissement.

L'obtention d'un vide plus poussé serait possible moyennant un traitement thermique du cuivrage avant reprise mécanique finale.

La technologie et la méthodologie utilisés pour la maquette sont donc en l'état transposables à une machine de 3 mètres de longueur, et à un DTL de 6 mètres en plusieurs tronçons.

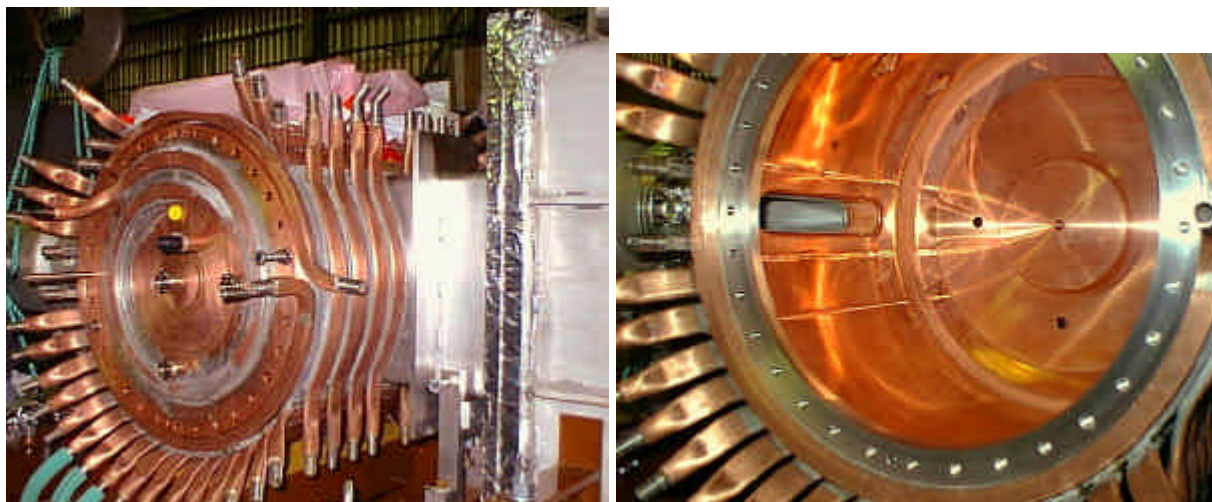


figure V-111 - Enceinte en acier inoxydable finie. A gauche: vue d'ensemble du côté de l'entrée HF avec capot en place. A droite: vue intérieure vers le bloc de pompage; on distingue trois cordons de soudure autour du piquage, de haut en bas: les deux cordons de soudure du bloc de pompage sur la virole, et la soudure de la virole. La poutre et les tubes de glissement ne sont pas montés.

V.6 Résumé

Dans ce chapitre, les différentes méthodes et techniques utilisées pour la réalisation des éléments de la maquette DTL — aimants, tubes de glissement, enceinte, ont été présentées.

Les aimants ont été assemblés sans difficulté majeure. La technique est adaptée pour une série d'une cinquantaine de pièces. Des points nécessitant une amélioration ont été identifiés.

La réalisation des tubes de glissement a permis de souligner la difficulté d'assemblage. Deux soudures se sont avérées particulièrement difficiles, dont l'une est intimement liée à la conception du tube de glissement pour aimant à conducteur creux. Des modifications de détail à apporter pour remédier à ces problèmes ont été identifiées, mais elles ne remettent en cause le concept ni de l'un ni de l'autre des deux modèles de tube de glissement.

L'assemblage des aimants dans les tubes de glissement conduit, de la même manière, à la nécessité d'améliorer le passage des conducteurs autour de la culasse dans le cas de l'aimant à conducteur creux.

La réalisation de ces éléments soulignent la supériorité du modèle de tube de glissement pour aimant à conducteur plein en termes de fabrication et de coûts.

La fabrication de l'enceinte en cuivre a achoppé sur le problème de la soudure du cuivre. L'origine de cet échec tient à la difficulté de souder le cuivre, liée à ses propriétés physico-chimiques. L'épaisseur excessive des pièces à souder, un contrôle insuffisant des dilatations différentielles lors de soudures perpendiculaires, et le problème de l'intersection de soudures sont les trois facteurs majeurs à l'origine de cet échec.

En contrepartie, la réalisation d'une enceinte en acier inoxydable cuivré sur ses deux faces s'est avérée assez simple. Une attention particulière a été portée au problème du cuivrage,

crucial sur le plan HF comme sur celui de la technique, et sur l'interaction de ce procédé avec les autres étapes de réalisation.

L'inconvénient majeur de cette technique est l'impossibilité de la transposer en l'état à une machine de 6 mètres, sauf à procéder par tronçons de 3 mètres de long au maximum.

Dans le chapitre suivant, nous allons détailler les tests de la maquette, destinés à valider la conception retenue pour le DTL, et à détecter les défauts éventuels nécessitant une nouvelle optimisation ou une amélioration.

Références pour le chapitre V

- [1] K. Yoshino & al., "**Development of a DTL quadrupole magnet with a new electroformed hollow coil for the JAERI/KEK joint project**", Proceedings of the 2000 Linear Accelerator Conference, <http://www.slac.stanford.edu/econf/C000821/TUD10.pdf>.
- [2] Advanced Energy Systems, Inc., "**Conceptual design development of the 5 MeV drift tube for the IPHI drift tube linac - Phase I final report**", 23 avril 1999.
- [3] A. Fontes, "**Soudage par faisceau d'électrons de trois prototypes de tubes de glissement en cuivre pour le CEA/DSM/DAPNIA**", rapport CEA réf. DECA/UTA/02-RT-01, mars 2002.
- [4] D. Arnaud & al., "**Propriétés du cuivre et de ses alliages**", Techniques de l'ingénieur, M431.
- [5] Documentation SPGP.
- [6] P. Den Hartog & al., "**Commissioning status of the Continuous Wave Deuterium Demonstrator**", Proceedings of the 1993 Particle Accelerator Conference, IEEE 93CH3279-7, 1993, pp. 1709-1711.
- [7] Y. Badé, "**Revêtements métalliques par voie électrolytique: cuivrage**", Techniques de l'Ingénieur, M1605.
- [8] Y. Badé, "**Revêtements métalliques par voie électrolytique: nickelage**", Techniques de l'Ingénieur, M1610.
- [9] W.D. Weiß, "**Galvanische Kupferschichten zur Oberflächenveredelung von HF-Resonatoren**", rapport GSI.
- [10] H. Ino & al., "**Advanced copper lining for accelerator components**", Proceedings of the 2000 Linear Accelerator Conference,
<http://www.slac.stanford.edu/econf/C000821/THE20.pdf>.

Chapitre VI.

Tests du prototype court

VI.1 Essais à bas niveau de puissance

Les tests à bas niveau de puissance réalisés sur les constituants de la maquette DTL ont pour objectif principal de les qualifier pour les tests en puissance; en particulier, il s'agit de vérifier que le refroidissement du tube de glissement pour aimant à conducteur plein est adéquat, d'établir la résistance mécanique du soufflet aux sollicitations auxquelles il est susceptible d'être soumis, de vérifier l'étanchéité et la désorption de l'ensemble, et bien sûr de contrôler le comportement HF de la cavité.

Ces essais sont également l'occasion de se familiariser avec les éléments de la maquette, amenés à être montés et démontés de nombreuses fois au cours des essais. De cette manière des défauts mineurs sont identifiés, permettant autant d'améliorations pratiques.

VI.1.1. Essais mécaniques des soufflets en cuivre et des joints de type *Helicoflex* pour brides en cuivre

Les soufflets de la liaison souple entre les tubes de glissement et l'enceinte ont été testés en termes de résistance à la traction et à la compression, le critère portant non sur les déformations plastiques mais sur l'étanchéité. La crainte à ce sujet tient au fait que la taille des joints de grain du cuivre recuit est plus grande que celle du cuivre écroui (35 μm contre 15 environ), ce qui, sous l'effet de sollicitations répétées, peut favoriser les fuites compte tenu de la faible épaisseur des soufflets (500 μm).

Par ailleurs, ces tests permettent de vérifier le comportement des joints métalliques à couteau de type *Helicoflex* destinés à des brides en cuivre, et en particulier de s'assurer de la possibilité (non garantie) de réutiliser ces joints après ouverture des brides.

VI.1.1.1 Dispositif expérimental

Le dispositif expérimental est conçu pour reproduire exactement les conditions d'utilisation des soufflets (soudure sur un tube de même diamètre que la tige support, position identique des tirants de serrage du joint). L'ensemble est monté sur un détecteur de fuite hélium.

VI.1.1.2 Essai mécanique des soufflets

Les quatre soufflets sont testés individuellement sur le détecteur de fuite (pas sur le montage), sans présenter de fuite supérieure à un taux de 10^{-10} Pa.m³/s. Ils sont ensuite été recuits sous vide (montée 450°C/h jusqu'à 480°C puis descente par inertie).

Suite au test et au recuit, trois des soufflets sont envoyés pour soudure sur les tubes de glissement, le quatrième étant conservé pour les tests. Celui-ci est soudé sur le montage d'essai, puis l'ensemble est nettoyé en bain alcalin avec ultrasons.

Le montage est d'abord fermé avec des joints *Viton*. Sous l'influence de la pression (équivalente à 23 kg/m² compte tenu des surfaces), le soufflet recuit s'écrase s'il n'est pas maintenu. Aucune fuite supérieure à 10⁻¹⁰ Pa.m³/s n'est détectée à ce stade. Le soufflet est étiré de 20 mm, sans influence sur le flux de fuite.

Le joint *Viton* est ensuite remplacé par un joint *Helicoflex* conçu pour des liaisons cuivre sur cuivre. Aucune fuite supérieure à 10⁻¹⁰ Pa.m³/s n'est détectée. Le soufflet est à nouveau étiré sur 20 mm, toujours sans influence sur le flux de fuite.

Après ouverture, le montage est à nouveau fermé avec un joint *Viton*. Deux nouveaux cycles de détente et compression du soufflet sur une amplitude de 20 mm sont effectués, sans qu'aucune fuite ne se déclare.

Le soufflet a ainsi été soumis à un total de cinq cycles et demi de compression puis détente sur 20 mm, soit une amplitude 5 fois supérieure à celle pour laquelle il a été conçu, impliquant un passage en régime de déformations plastiques. Les premiers signes d'écroutissage (se manifestant par le non écrasement complet du soufflet lors de la mise sous vide sans maintien mécanique extérieur) apparaissent lors du troisième cycle. Aucune fuite au niveau du soufflet n'est constatée à aucun moment.

VI.1.1.3 Essai des joints

Lors du passage d'un joint métallique à un joint élastomère, le vide est cassé et le montage ouvert, ce *sans déplacement* du joint *Helicoflex*. Après une nouvelle fermeture, le joint fuit. Quelle que soit la force de serrage appliquée, il est impossible de résorber cette fuite.

Le joint est contrôlé visuellement puis ouvert. Une légère boursoufflure est visible à l'œil, probablement induite par la soudure de la gaine intérieure du joint au cours de la compression. Aucune autre source apparente de fuite n'est constatée. Après démontage, le tore du joint ne mesure plus que 3,6 mm au lieu des 4,6 mm initiaux.

VI.1.1.4 Conclusions

Les tests relatifs au soufflet s'avèrent pleinement satisfaisants. Soumis à des sollicitations bien supérieures à celles prévues, il ne présente aucun signe de fuite.

Une déformation de 20 mm correspond, pour ce soufflet qui possède 6 ondes, à 3,3 mm par onde. Les plus grandes déformations prévues étant inférieures à 4 mm, il est théoriquement envisageable de se contenter d'un soufflet à deux ondes et de diamètre intérieur moins important, ou tout au moins de supprimer une ou deux ondes (si l'on souhaite garder une marge de sécurité importante) par rapport au soufflet actuel. De telles modifications améliorent le comportement thermique de la liaison et simplifient sa fabrication.

L'utilisation de joints de type *Helicoflex* pour des liaisons cuivre répond au cahier des charges. En revanche, comme prévu, ces joints ne sont pas réutilisables, et doivent être changés après toute ouverture.

VI.1.2. Test préliminaire de l'aimant à conducteur plein [1]

En l'absence de calculs thermohydrauliques fiables pour l'ensemble constitué par l'aimant à conducteur plein dans son tube de glissement, il est nécessaire de tester l'aimant avant de l'insérer de manière irréversible dans le tube que son comportement thermique est conforme et acceptable. Le comportement du tube vis-à-vis des échauffements HF est moins problématique compte tenu du fait que les surfaces soumises aux dépôts thermiques sont dans une très large proportion directement refroidies par convection, la conduction jouant un rôle faible. En revanche, la géométrie des conducteurs rend leur refroidissement a priori plus difficile.

Il s'agit donc de quantifier les échauffements de l'aimant en fonctionnement (aspect thermique), de mesurer les pertes de charge (qui doivent être maintenues sous 5 bars), et de

vérifier l'influence sur la circulation d'eau et sur les échauffements des différents éléments de guidage (aspect hydraulique).

VI.1.2.1 Dispositif expérimental

VI.1.2.1.1 Principes généraux

Le dispositif expérimental vise à localiser d'éventuels points chauds sur l'aimant, à déterminer les pertes de charge du circuit et un débit optimum, ainsi que l'influence des divers guidages hydrauliques sur la qualité du refroidissement. L'analyse vise au final à améliorer le concept dans l'optique d'une série d'une cinquantaine d'éléments.

Dans sa version fonctionnelle, l'ensemble tube de glissement + aimant doit évacuer par refroidissement une puissance thermique issue de deux sources: les dépôts HF, et la puissance dissipée par l'aimant (effet Joule), comme indiqué sur le tableau VI-39.

Dissipation HF [W]	4 300	80%
Effet Joule [W]	1 100	20%
Total [W]	5 400	100%

tableau VI-39 - Répartition des dépôts thermiques sur l'ensemble aimant + tube de glissement.

Seule la puissance électrique de l'aimant est représentée dans ce test.

VI.1.2.1.2 Réalisation technique

Le dispositif expérimental de test a été conçu et réalisé sur les bases suivantes:

- la géométrie intérieure est parfaitement identique à celle du tube de glissement final (représentativité hydraulique);
- le dispositif est entièrement démontable;
- possibilité d'observation visuelle et de thermométrie infrarouge au niveau des pôles et des entrefers;
- réglage et mesure du débit dans la plus large gamme possible;
- mesure de pression en entrée;
- mesure de pression en sortie;
- mesure de température de l'eau en entrée;
- mesure de température de l'eau en sortie;
- mesure de température amovible au niveau des pôles par thermocouple et pyrométrie IR.

La mesure IR se fait au travers d'une fenêtre en séléniure de zinc, dont la transmission est adaptée au spectre correspondant à la gamme de température observée (0-100°C). La résistivité de l'eau déionisée utilisée vaut 620 MΩ.m environ.

VI.1.2.2 Présentation du test

VI.1.2.2.1 Débits

Le débit maximum théorique pour le tube de glissement est de 90 l/min, ce qui correspond à une vitesse de fluide de 5 m/s dans les sections "de référence" de 300 mm² (figure VI-112), principalement celle contournant la culasse par deux côtés en sortie de tige support (2x150 mm²), où le dépôt de puissance HF est le plus important (2,2 kW par tube de glissement).

Il est toutefois impossible du fait des débits disponibles d'atteindre une telle valeur, de toutes façons surdimensionnée compte tenu de la charge thermique.

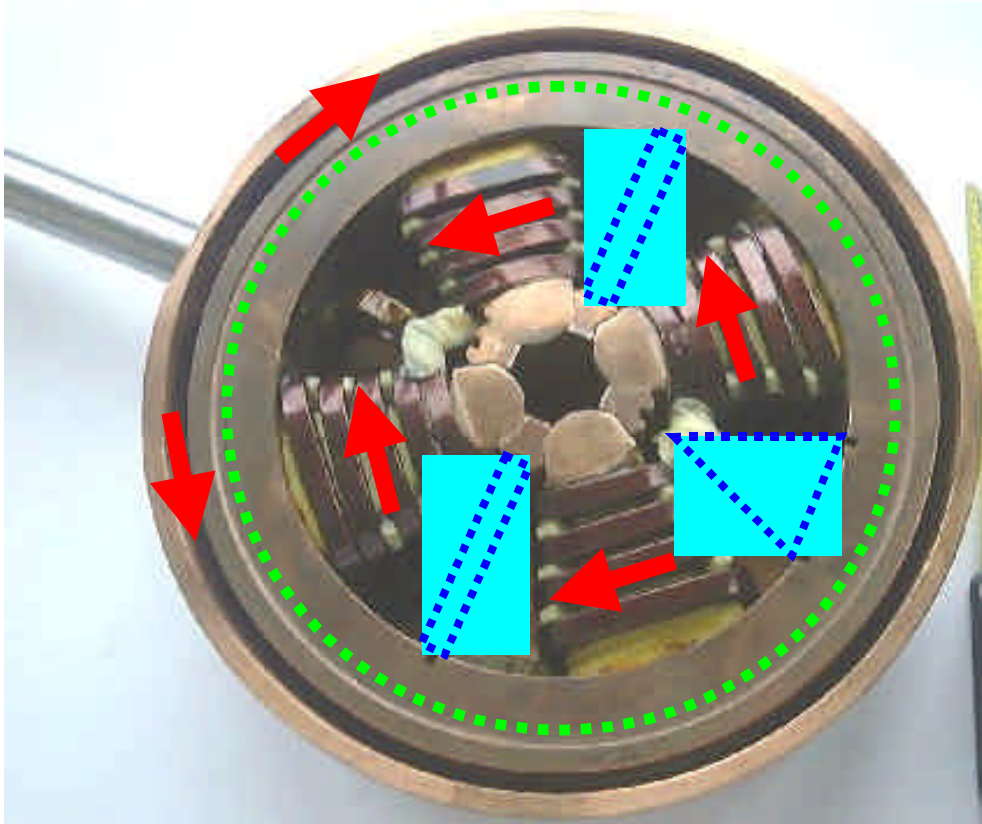


figure VI-112 - Aimant à conducteur plein dans son tube de glissement avant fermeture du capot. Les flèches rouges correspondent au sens de circulation de l'eau dans les sections hydrauliques de référence (300 mm²). Les pointillés verts correspondent à la zone d'étanchéité critique. Les zones bleues correspondent aux guides hydrauliques.

Plusieurs débits ont été utilisés pour mener à bien les tests, le débit nominal étant la principale donnée à déterminer:

- 2 l/min. Ce débit doit permettre de repérer les points chauds en sous dimensionnant volontairement le refroidissement.
- 9 l/min. Ce débit est considéré comme un débit nominal pour l'aimant seul.
- 15-20-25 l/min. Ces débits sont destinés à mesurer les pertes de charge.

Noter que, dans la mesure où seulement un cinquième de la puissance est effectivement dissipée dans l'ensemble de test tube de glissement + aimant, il est nécessaire de travailler à débit cinquième pour que les échauffements de l'eau soient réalistes*. En d'autres termes, si l'on considère que 9 l/min est le débit nominal pour le refroidissement de l'aimant seul, le débit pour refroidir l'aimant et le tube de glissement sera de 45 l/min avec la puissance HF. En revanche, les pertes de charge et les échauffements locaux doivent être estimés au débit nominal.

* Certes les échanges en régime turbulents ne sont pas strictement linéaires avec la vitesse de fluide; toutefois, cette approximation a un caractère pessimiste qui, en cas de résultat positif, qualifie le procédé avec une marge de sécurité importante.

VI.1.2.2.2 Guidages hydrauliques

Les tests doivent mettre en lumière l'influence des divers guidages hydrauliques conçus pour canaliser la circulation d'eau, ainsi que les problèmes d'étanchéité sur le pourtour de la culasse (voir figure VI-112). En conséquence, les tests sont effectués avec puis sans la plupart des guidages, et avec puis sans joint d'étanchéité. Dans le tube de glissement final, l'étanchéité est assurée d'un côté par un contact serré face contre face (il s'agit d'une face de référence), et de l'autre par une rondelle Belleville en compression. C'est cette rondelle que le joint élastomère utilisé dans les tests (joint *Viton*, corde de 4 mm) représente. Il convient de rappeler que l'on ne recherche pas une étanchéité absolue; l'objectif est que l'essentiel du flux soit dirigé selon le schéma établi.

Les guidages hydrauliques sont de types multiples (figure VI-113): plaques et blocs, interchangeables, dans des versions à 1, 2 ou 4 trous (de même section totale) et placés dans le plan horizontal de l'aimant comme indiqué sur la figure VI-112, plus la "pompe d'arrosage" (baptisée ainsi en raison de sa forme et de sa fonction), située dans le quadrant en bas de l'aimant et destinée à répartir le flux de manière homogène sur toute la longueur des deux pôles inférieurs, en canalisant son virage à 75°. Elle a été dimensionnée par un calcul analytique de pertes de charge.



figure VI-113 - Guides hydrauliques: blocs et plaques (ci-dessus), et "pompe d'arrosage" (ci-dessous)



VI.1.2.2.3 Thermique

Les points chauds sont attendus sur la couche de conducteurs inférieure et sur les faces des pôles situées hors du flux principal de la circulation d'eau. Les dispositifs de guidage hydrauliques ont été conçus pour éviter ces points chauds, mais il convient de s'assurer de leur efficacité.

VI.1.2.3 Résultats hydrauliques.

La courbe de la figure VI-114 présente l'évolution des pertes de charge en fonction du débit.

Les différents guidages n'ont pas d'influence sur les pertes de charges (moins de 5%, ce qui n'est pas significatif compte tenu de la précision des mesures). Conformément au modèle théorique, l'évolution des pertes de charge est bien quadratique avec le débit. Une perte de

charge de 5 bars correspondrait à un débit d'environ 70 l/min. Toujours par extrapolation, un débit de 45 l/min induirait des pertes de charge de 2,1 bars environ.

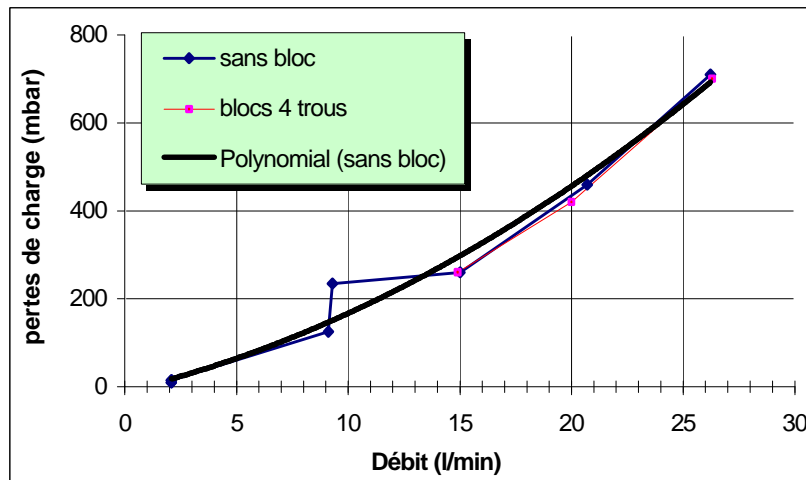


figure VI-114 - Evolution des pertes de charge du circuit avec le débit.

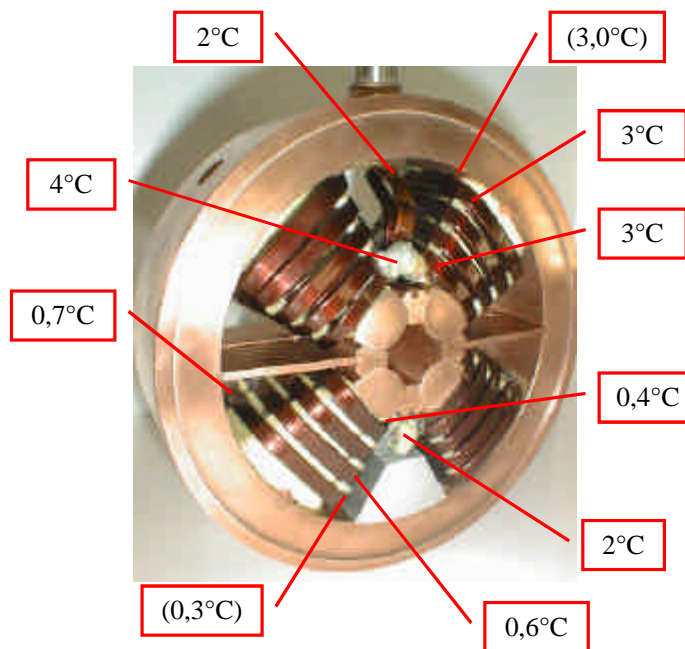


figure VI-115 - Elévations de températures à 9,2 l/min par rapport à la température d'entrée de l'eau (22°C). Les chiffres entre parenthèses correspondent à des températures mesurées sur la couche de conducteur inférieure.

VI.1.2.4 Résultats thermiques

VI.1.2.4.1 Carte de températures

La figure VI-115 présente une carte d'élévation de température (en régime stationnaire) des surfaces par rapport à la température d'entrée de l'eau (22°C), pour le débit nominal sans dépôt HF de 9,2 l/min. Le seul guide hydraulique utilisé est la "pomme d'arrosoir". Les températures

entre parenthèses correspondent aux thermocouples placés sous la première couche de conducteurs, au contact avec la couche inférieure.

Compte tenu de l'émissivité du cuivre, une correction de 1° a été appliquée aux mesures effectuées par pyrométrie.

Cette figure souligne la faiblesse des échauffements. Compte tenu de la faible épaisseur d'isolant, la température du cuivre n'est guère plus élevée que celle de l'eau. Ces résultats sont donc rassurants et confirment la viabilité du système de refroidissement pour les conducteurs de l'aimant.

VI.1.2.4.2 Guidages hydrauliques

Des mesures thermiques sont effectuées sur une dizaine de points représentatifs afin d'évaluer l'influence des guidages hydrauliques et l'importance de l'étanchéité au niveau de la culasse. Ces points de mesure correspondent aux zones les plus susceptibles d'être affectées par les guidages.

De façon générale, les résultats tendent à prouver que le concept de ces guidages est correct: la température des points chauds diminue bien lorsqu'ils sont en place, puisqu'il force le passage de l'eau à leur voisinage immédiat. Les blocs sont plus efficaces que les plaques (comme prévu) car le volume important qu'ils occupent tend à accélérer la vitesse de circulation du fluide du fait de la réduction de la section. Néanmoins, dès 9 l/min, le gain devient inférieur à 1°C; la forte turbulence de l'eau entraîne une convection suffisante, même en dessous de la couche supérieure de conducteurs. Compte tenu de la faiblesse des échauffements, l'intérêt de ces pièces de guidage hydraulique devient faible. Elles ont même un rôle néfaste si l'on considère qu'elles limitent les surfaces d'échange par convection entre l'eau et les parois soumises aux dépôts de puissance HF.

L'étanchéité entre la culasse et les parois du tube de glissement a pour sa part une importance relativement faible quoique non négligeable. L'échauffement des conducteurs sur les pôles du bas est plus importante de 20 à 35% (selon le débit) en l'absence de joint élastomère. Ceci ne correspond toutefois au débit nominal qu'à une variation de 0,2°C, soit 1 à 2°C si l'on considère tous les dépôts de puissance. Quoi qu'il en soit, le contact dur imposé par la rondelle Belleville est a priori suffisant. On peut toutefois s'attendre en fonctionnement à un gradient de température entre la partie haute et la partie basse du tube de glissement. Ceci n'affecte pas son fonctionnement, car les dilatations supplémentaires induites se situent alors dans la partie chaude, donc basse, sans incidence sur le mouvement du tube faisceau.

VI.1.2.5 Conclusions

A 9 l/min, le ΔT en tout point de l'aimant par rapport à la température d'entrée d'eau ne dépasse pas +4°C. L'échauffement d'eau correspondant rapporté à la puissance nominale est de +10°C.

Sur cette base, le débit est fixé à 30 l/min, ce qui correspond au débit du tube de glissement à aimant pour conducteur creux plus 20%. Le débit correspondant pour l'aimant seul est donc de 6 l/min, donc les échauffements attendus sur les conducteurs doivent être de 50% supérieurs environ à ceux mesurés (soit +6°C maximum).

Le débit nominal obtenu permet de redimensionner les tiges support, dont la section est trop importante compte tenu des débits et conduit à des vitesses de fluide locales assez faibles. Le (*) reste à définir.

Le tableau VI-40 présente les dimensions des tubes composant les tiges support, comparées aux dimensions actuelles, en fonction de la vitesse de fluide dans les tubes. Le débit utilisé pour ces calculs est 30 l/min. Il est tenu compte de l'encombrement des conducteurs (25 mm²).

Ces nouvelles dimensions de tige support diffèrent nettement de celles du tube de glissement modèle AES. Ceci tient au moins à trois raisons:

- utilisation de deux tubes au lieu de trois;
- plus faible section des conducteurs;
- dans le cas de ce tube de glissement, tout l'espace est occupé par de l'eau ou du cuivre; dans le cas AES, le tube interne contient les conducteurs et un espace vide.

Vitesse de fluide	Rayon tube interne calculé	Tube interne	Rayon tube externe calculé	Tube externe
(dimensions actuelles)	(n.a.)	Φ16 Φ14	(n.a.)	Φ33 F26
4 m/s	6,9 mm	Φ16 Φ14	10,19 mm	Φ(*) F21
5 m/s	6,3 mm	Φ15 Φ13	9,39 mm	Φ(*) F19 ou 20

(*) reste à définir.

tableau VI-40 - Sections des tiges support en fonction de la vitesse de fluide.

L'espace ainsi récupéré peut permettre de diminuer le diamètre de la tige support (d'où une diminution des pertes par dissipation HF et de l'encombrement dans la partie haute de la tige support) et d'augmenter l'épaisseur du tube externe (gain en rigidité).

Par ailleurs, le caractère inutile des guides hydrauliques permet de simplifier le concept. Suite à ces essais, ils n'ont pas été insérés dans le tube de glissement de la maquette.

VI.1.3. Tests électriques

L'isolation électrique des conducteurs spire à spire et par rapport à la masse est testée en sortie d'usine, et elle est alors conforme le cahier des charges. Néanmoins, dans le cas de l'aimant à conducteur plein, ce test n'est pas significatif car il est effectué à sec.

Des mesures complémentaires d'isolation électrique par rapport à la masse sont réalisées sur les deux aimants après leur insertion dans leur tube de glissement (donc en conditions de fonctionnement nominales). Ces mesures sont difficiles à exploiter car on constate de grandes variations selon le mode opératoire. Néanmoins, toutes convergent pour indiquer un défaut d'isolement dans les deux cas.

Pour l'aimant à conducteur plein, ce défaut conduit à un courant de fuite vers la masse en conditions de fonctionnement (soit 330 A dans l'aimant) de l'ordre de 16 μ A (figure VI-116), soit une résistance d'isolement inférieure de plusieurs ordres de grandeur aux valeurs couramment admises.

Il est cependant très intéressant de constater que le courant et la résistance de fuite vers la masse dépendent de deux facteurs.

Tout d'abord, la figure VI-116 souligne clairement le fait que ces paramètres varient fortement avec le courant dans le bobinage de l'aimant. Deuxièmement, des tests effectués sur des circuits d'eau de résistivités différentes (138 et 6000 $k\Omega.cm$ respectivement) conduisent à des courant et résistance de fuite inversement proportionnels, tous les autres paramètres par ailleurs équivalents (figure VI-116 et figure VI-117).

Ces données conduisent à penser que l'étanchéité des conducteurs vis-à-vis de l'eau, et non directement de la masse via la tige support ou la culasse de l'aimant, est en cause. Le courant circulant dans l'aimant influe très certainement sur l'ionisation de l'eau et donc sur sa conductivité.

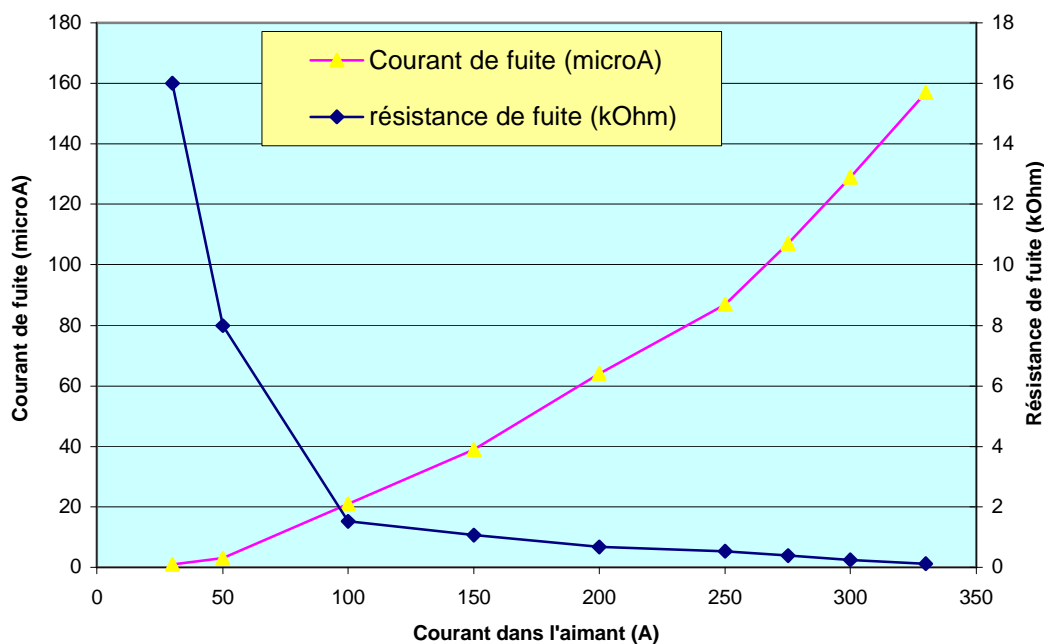


figure VI-116 – Mesures du courant et de la résistance de fuite en fonction du courant appliqué dans l'aimant à conducteur plein lors d'une mise en eau déionisée de résistivité mesurée à 138 kW.cm (mesure directe par rapport à la masse).

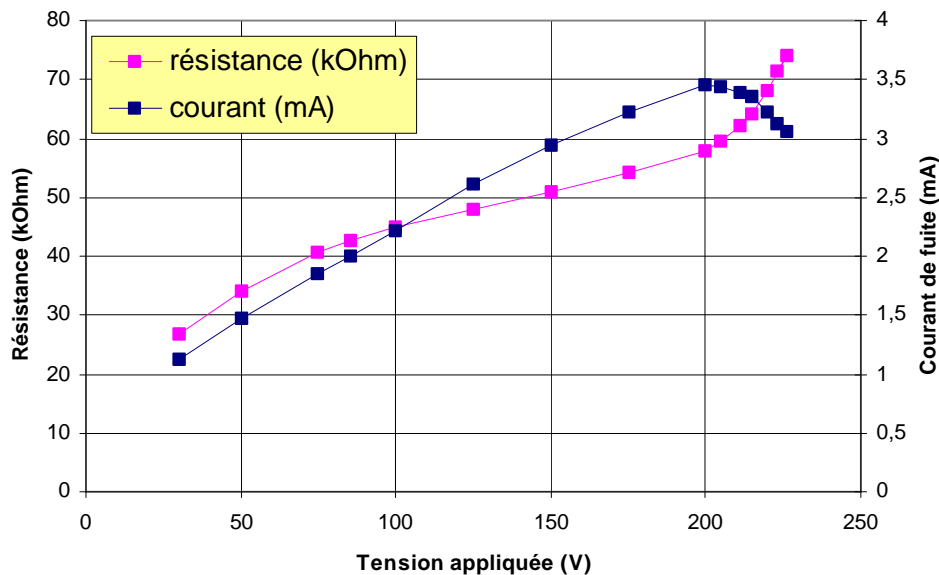


figure VI-117 – Mesures du courant de fuite en fonction de la tension appliquée entre l'aimant à conducteur plein et la masse sur un transformateur d'isolement 220 V lors d'une mise en eau déionisée de résistivité mesurée à 6 MW.cm.

Deux zones particulières des conducteurs de l'aimant sont incriminées: il s'agit d'une part de la zone haute où se situe le passage étanche des conducteurs entre air et eau, et d'autre part de la zone de raccord par soudo-brasage des deux couches de conducteurs. Une troisième zone,

propre au prototype et qui n'aurait pas lieu d'être sur un aimant de série, se situe à mi-hauteur de la tige support: il s'agit de point de brasure où les conducteurs ont été rallongés (voir V.2.3).

Ces trois zones ont pour caractéristique commune l'absence d'émail qui assure partout ailleurs l'isolement par rapport à l'eau.

De ce fait, même si les courants de fuite incriminés sont faibles, il convient de revoir dans ces différentes zones la méthode d'isolement par rapport à l'eau. Par ailleurs, il est nécessaire, si ce type d'aimant est retenu, d'imposer des tests d'isolement en eau sur un banc comparable à celui utilisé pour sa caractérisation thermique, banc qui de plus pourrait être utilisé pour des mesures magnétiques avant insertion dans le tube de glissement.

Il faut souligner le fait que des tests effectués sur l'autre modèle d'aimant indiquent également un défaut d'isolement. Néanmoins, après investigation, il apparaît que ce défaut est lié à la présence d'eau dans le tube de la tige support réservé au conducteur. L'isolant utilisé, s'il est humide, produit des défauts d'isolement d'autant plus préjudiciables que non seulement ils engendrent une fuite vers la masse, mais aussi et surtout ils risquent de conduire à des défauts d'isolement spire à spire et à une dégradation des performances de l'aimant. Il convient donc de prendre des mesures visant à rendre ce tube étanche dans sa partie haute, la tige support étant mouillée lors des opérations de purge des circuits de refroidissement du tube de glissement et de l'aimant.

VI.1.4. Mesures magnétiques

Afin de vérifier les propriétés magnétiques des quadripôles et leur conformité par rapport aux simulations, la longueur magnétique et le gradient transverse ont été mesurés. La faiblesse de l'ouverture de ces aimants impose d'utiliser une sonde de Hall de très petite taille. Le laboratoire allemand DESY, à Hambourg, s'est chargé de cette phase de mesure.

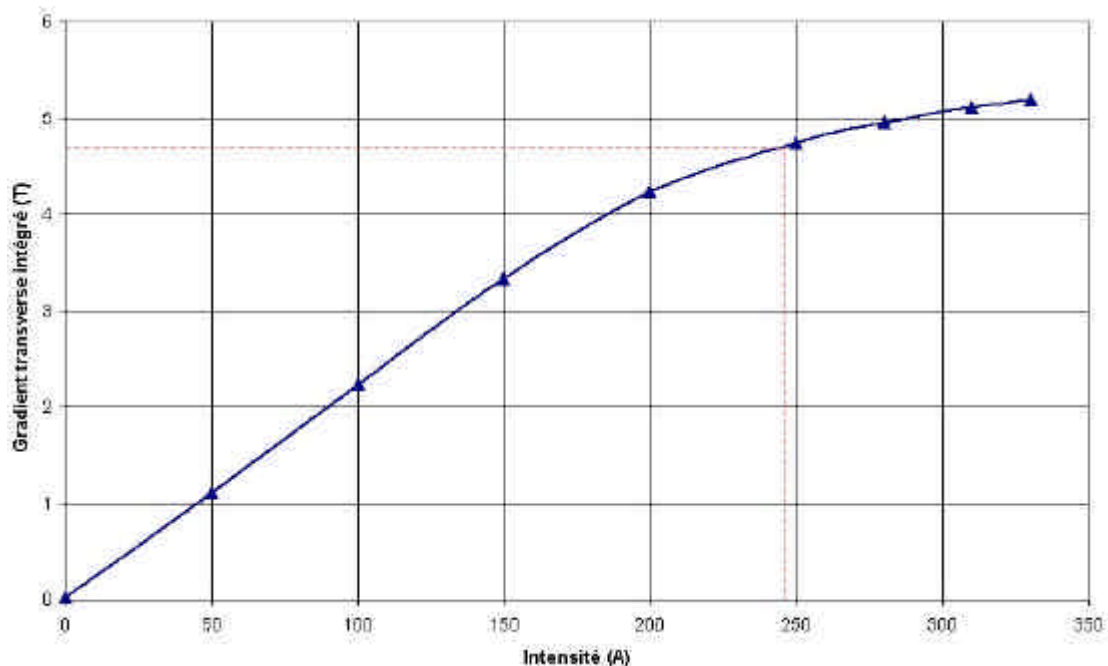


figure VI-118 – Variation du gradient transverse intégré avec l'excitation en fonction de l'intensité dans les bobines. Les pointillés rouges correspondent au fonctionnement nominal (4,70 T).

Du fait des modifications apportées lors de la phase de fabrication à l'épaisseur de la culasse de l'aimant à conducteur creux (voir V.2.1), les mesures de gradient ne peuvent pas être

corrélées aux simulations*. Ceci n'est pas le cas pour les mesures liées à l'aimant à conducteur plein. La figure VI-116 indique la valeur du gradient transverse intégré mesuré en fonction de l'excitation des bobines. Les résultats sont conformes aux attentes. Par ailleurs, cette courbe souligne une fois de plus, s'il était nécessaire, l'importance de la saturation, la courbe perdant sa linéarité dès 150 A.

VI.1.5. Répulsion mutuelle des quadripôles

Lors de la phase de préparation, l'effet de répulsion mutuel des quadripôles est mesuré. Toutefois, dans une configuration FODO complète, les aimants sont soumis à un champ dont la polarité est la même de chaque côté, seule l'amplitude de ce champ variant. Cette variation est toutefois faible et conduit à des forces limitées. Au contraire, dans la configuration qui nous concerne, la présence de seulement deux aimants ne permet pas de reproduire l'équilibre des forces magnétiques autour de chaque quadripôle et conduit à des forces et déplacements bien supérieurs à ce que l'on doit attendre dans un DTL.

La mesure se fait en attraction (polarité des quadripôles successifs opposés), par visée optique d'une référence prise en sortie du tube faisceau.

La mesure conduit à un déplacement de $50 \pm 20 \mu\text{m}$ du tube au niveau de l'axe faisceau, ce qui correspond à un angle d'inclinaison de la tige support de 11 ± 5 millidegrés mesurés à partir du diamètre de l'enceinte. Il est largement compatible avec les tolérances de rotation ($2,4^\circ$).

VI.1.6. Tests HF bas niveau

Les mesures HF à bas niveau de puissance ont plusieurs objectifs. Il s'agit tout d'abord de peaufiner les réglages en vue des essais en puissance, c'est-à-dire principalement de régler le couplage à l'aide du volet prévu à cet effet et d'ajuster l'atténuation des antennes destinées aux mesures de puissance.

Le second objectif consiste à vérifier certaines propriétés de la cavité, en particulier sa fréquence de résonance, son facteur de qualité et la distribution du champ sur l'axe.

Ces mesures sont effectuées à l'aide de deux analyseurs de réseau Hewlett Packard (modèles 8753B et 8753D).

VI.1.6.1 Fréquence de résonance

La figure VI-119 représente le spectre de résonance de l'ensemble cavité plus guide d'onde mesuré sur une largeur de bande de 300 MHz.

Dans une cavité cylindrique de dimensions équivalentes (sans tube de glissement), les modes de fréquence inférieure à 600 MHz autres que le mode fondamental sont les TE_{111} , TM_{011} et TM_{110} à 508, 558 et 571 MHz respectivement. On observe sur le spectre des modes correspondant à 508,7, 554,3 et 569,1 MHz respectivement. Noter que *SUPERFISH* prévoit que le mode TM_{011} résonne à 548 MHz (en présence des tubes de glissement)†. Cette différence s'explique par les effets des différents piquages et de l'absence des demies tiges support sur les flasques qui modifient la fréquence de ce mode tout comme ils modifient celle du mode fondamental.

* Les résultats de cette mesure ne sont de toutes façons pas disponibles au moment de la soutenance de cette thèse.

† Du fait que *SUPERFISH* est un code 2D, il ne peut calculer que les modes à symétrie de révolution, ce qui explique que l'on se réfère à des calculs analytiques relatifs aux cavités cylindriques pour les autres modes.

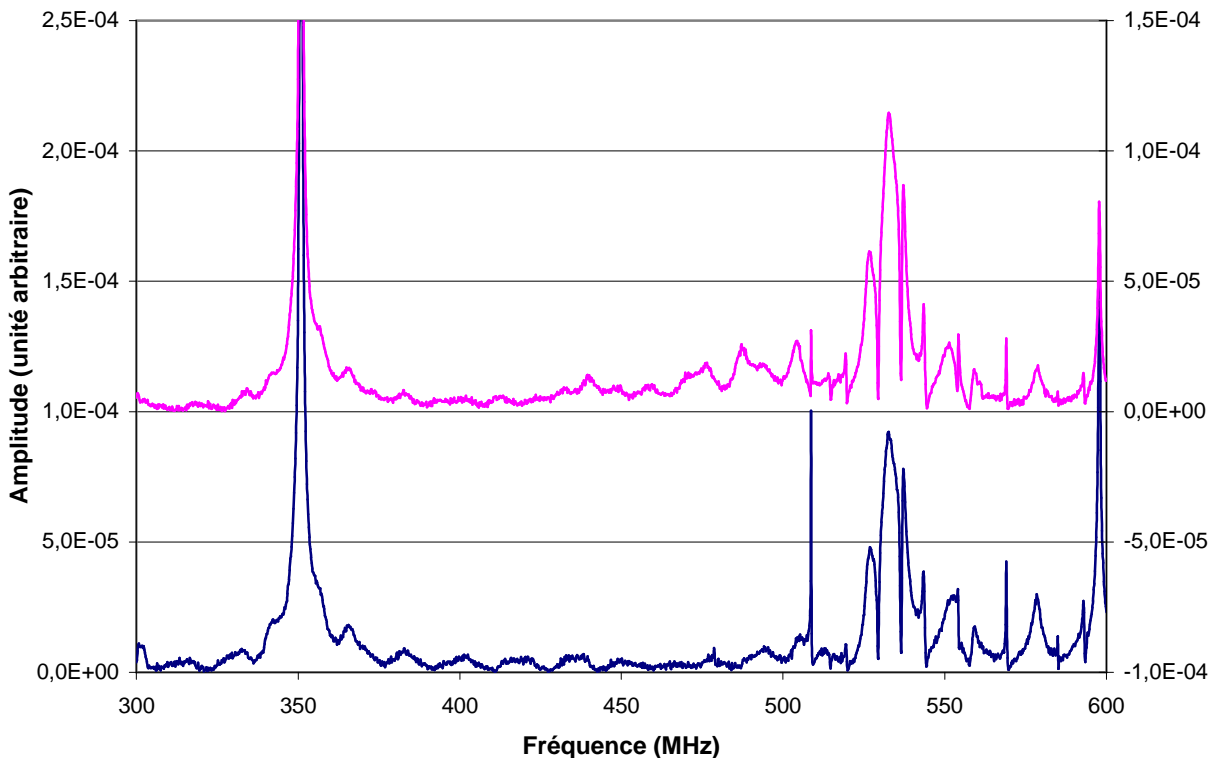


figure VI-119 – Spectre de l'ensemble cavité+guide mesuré par transmission sur deux antennes tournées de 90° l'une par rapport à l'autre.

On distingue également des modes de bande passante plus large (faible Q) entre 510 et 560 MHz, correspondant peut-être à des modes liés au guide d'onde.

La hauteur des pics diffère pour certains modes selon l'antenne utilisée (les deux antennes sont placées sur un même diamètre mais à 90° l'une de l'autre) car la distribution angulaire des champs n'est pas la même pour certains de ces modes supérieurs.

La mesure de la fréquence de résonance de la cavité livre quelques surprises. La première valeur mesurée, à froid et sous air, indique 350,91 MHz. Cette valeur est en dessous de la valeur de 352 MHz souhaitée, mais elle reste compatible avec la bande passante de la tétrode utilisée comme source de puissance. En revanche, elle est très éloignée de la valeur calculée à 351,98 MHz (annexe du Chapitre IV). Après déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein (V.3.5), les mesures indiquent que la fréquence de résonance tombe à 347,91 MHz. A l'issue de la remise en forme, cette même fréquence passe à 351,40 MHz, soit plus que la fréquence initialement mesurée alors même qu'une déformation résiduelle, modeste mais réelle, subsiste !

L'explication est en fait simple. La première mesure n'a été effectuée qu'après des tests en eau des tubes de glissement à des pressions de 5 ou 6 bars au moins. Il apparaît donc qu'à cette pression le tube pour aimant à conducteur plein a déjà subi une déformation plastique, pas évidente à l'œil nu mais suffisante pour provoquer un décalage en fréquence de plus de 500 kHz.

De ce fait, on ne connaîtra jamais la fréquence de résonance du prototype dans ses dimensions de sortie d'usine. Tout au plus peut on dire qu'elle se situe un peu au-dessus de 351,4 MHz, ce qui concorde de manière plus satisfaisante avec les calculs que la première mesure faite.

A la mise sous vide, la fréquence augmente de 60 kHz (au lieu de 80 kHz calculé, IV.4.3.4.2)

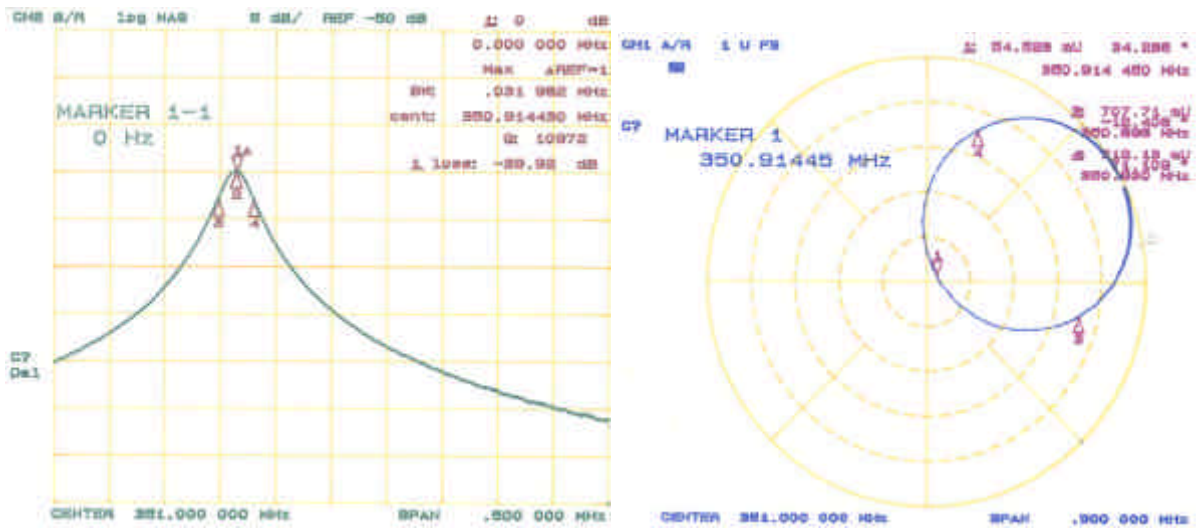


figure VI-120 - A gauche: pic de résonance à 350,91 MHz (mesure par transmission); à droite coefficient de réflexion complexe.

VI.1.6.2 Couplage

Le couplage optimum (figure VI-120) est obtenu avec les volets (voir Annexe 1-4 du chapitre IV) complètement ouverts (ou enlevés); on obtient alors un coefficient de réflexion de 5,4%.

VI.1.6.3 Facteur de qualité

Les mesures du facteur de qualité (tableau VI-41) permettent de mettre en relief l'importance des joints HF. Le meilleur facteur de qualité mesuré, en présence de tous les joints HF, est de 20600. Il est inférieur d'un tiers à la valeur brute donnée par *SUPERFISH* (30596). La valeur habituellement retenue est de 20 à 25% inférieure à celle donnée par *SUPERFISH*. Néanmoins, les nombreux piquages 3D, non pris en compte dans *SUPERFISH*, et propres à la maquette mais pas à un DTL final, suffisent certainement à expliquer cette différence. Seuls des calculs 3D complémentaires permettraient de s'en assurer.

	Q_{charge}	Q_0
Avec joints HF de capot, sans joint HF de poutre	10100	18500
Avec tous joints HF	10900	20600

tableau VI-41 - Mesures du facteur de qualité.

VI.1.6.4 Antennes de mesure

La longueur des antennes est modifiée de façon à obtenir un couplage de -48 dB (pour des puissances de l'ordre de 8 à 18 dBm sur les instruments de mesure et de régulation après une atténuation supplémentaire de 10 ou 20 dB*). Seule une des antennes conserve un couplage plus fort pour pouvoir disposer si nécessaire d'un niveau de signal plus important, par exemple pour des tests à bas niveau supplémentaires.

* 40 kW correspond à 76 dBm environ.

VI.1.6.5 Mesure du champ sur l'axe

La mesure du champ sur l'axe est réalisée par le passage d'une bille de diélectrique. L'introduction de ce perturbateur modifie dans un même rapport l'énergie stockée dans la cavité et la fréquence de résonance de celle-ci [2]:

$$\frac{\Delta w}{w^2} = -\frac{1}{QW} p r_1^3 \left[\mathbf{e}_0 \frac{\mathbf{e}_r - 1}{\mathbf{e}_r + 2} E_0^2 \right]$$

avec:

- w fréquence de résonance initiale
- Q facteur de qualité de la cavité
- W pertes (puissance)
- r_1 rayon du perturbateur
- \mathbf{e}_r constante diélectrique relative propre au perturbateur
- E_0 champ moyen avant perturbation.

En première approximation, on peut considérer que la phase de l'onde transmise varie proportionnellement à la fréquence de la cavité:

$$\mathbf{j}_p \approx \mathbf{j}_0 - \left(\frac{d\mathbf{j}}{df} \right)_{f_0} (f_p - f_0)$$

(les indices p et 0 désignent respectivement les phases et fréquences perturbées et non perturbées).

Dans les faits, cette approximation n'est pas toujours suffisante. Dans le cadre de nos mesures, qui ne cherchent pas une précision particulière, on peut s'en contenter.

Elle conduit à la relation suivante entre le champ non perturbé sur l'axe E_0 et la variation de la phase de l'onde transmise, qui est la valeur mesurée, $\Delta \mathbf{j}$:

$$E_0^2 \approx \frac{1}{2p^2 f_0} \frac{1}{\left(\frac{d\mathbf{j}}{df} \right)_{f_0}} \frac{QW}{r_1^3} \frac{1}{\mathbf{e}_0} \frac{\mathbf{e}_r + 2}{\mathbf{e}_r - 1} \Delta \mathbf{j}$$

soit une relation quadratique entre le champ sur l'axe et l'écart de phase sur l'onde transmise.

Faute de connaître avec précision les propriétés de l'objet perturbateur, on se contente de mesures relatives.

La figure VI-121 compare deux mesures de champ sur l'axe. La courbe bleue est une mesure du champ après alignement des tubes de glissement. La courbe rose correspond à un désalignement calibré du tube de glissement central (déplacement de 1,3 mm au niveau de l'axe faisceau, soit 5% de l'espace accélérateur). Ces courbes tiennent compte d'une correction numérique apportée en raison de la dérive en phase de l'analyseur de réseau au cours de la mesure.

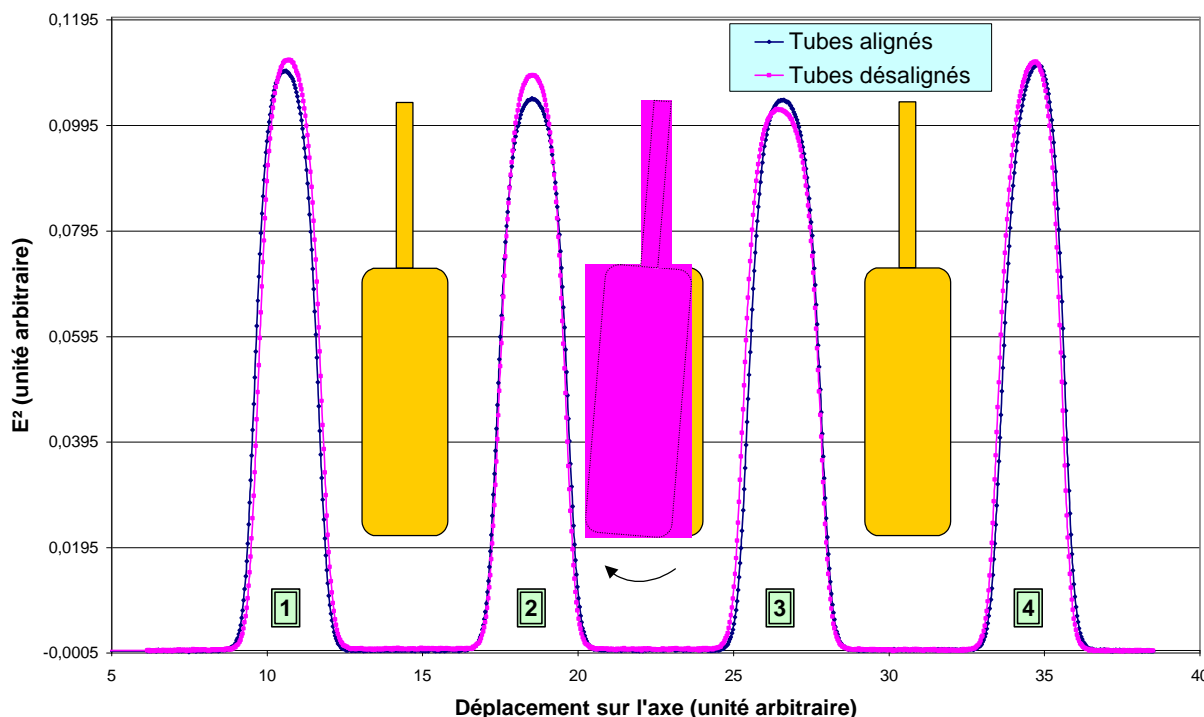


figure VI-121 - Mesure du champ sur l'axe par méthode de la bille perturbatrice. La courbe bleue correspond aux tubes de glissement alignés, la courbe rose à un désalignement artificiel et calibré d'un tube de glissement.

Espace accélérateur	Tubes alignés		Désalignement de 5%	
	$\Delta E_0/E_{0mo}$ _y	$\Delta V/V_{moy}$	$\Delta E_0/E_{0moy}$	$\Delta V/V_{moy}$
1	+1,1%	-4,2%	+1,5%	-3,8%
2	-1,3%	+2,2%	+0,1%	-0,9%
3	-1,5%	+6,1%	-2,9%	+9,4%
4	+1,7%	-4,1%	+1,3%	-4,7%

tableau VI-42 – Répartition des champs sur l'axe dans le cas où les tubes sont alignés et dans celui où ils sont volontairement désalignés.

Le tableau VI-42 synthétise les résultats numériques de cette mesure. $\Delta E_0/E_{0moy}$ exprime le maximum de champ électrique sur l'axe dans chaque espace accélérateur rapporté à la moyenne des quatre maxima de champ; $\Delta V/V_{moy}$ est le champ électrique longitudinal intégré sur chaque espace accélérateur rapporté à la moyenne des quatre champs intégrés.

Lorsque les tubes sont alignés, il existe une symétrie sinon un équilibre entre les champs et les tensions des espaces accélérateurs. Même si tous les espaces accélérateurs sont en théorie équivalents, des éléments géométriques tendent à déséquilibrer les champs entre les deux cellules des extrémités et les deux du centre: effets de bord (capots), de l'absence de tiges support aux extrémités, influence des piquages (en particulier l'arrivée HF et la grille de pompage) qui sont plus prononcés sur les cellules centrales que sur les cellules d'extrémité. On peut donc comprendre, et l'on pourrait quantifier par des simulations 3D, l'influence de ces disparités géométriques sur la distribution de champ axial.

De fait, lorsqu'un tube central est désaligné, la symétrie est perturbée (la capacitance entre les tubes de glissement diminuant dans un sens et augmentant dans l'autre de telle manière que la fréquence de résonance globale est peu affectée) et la distribution du champ sur l'axe perd elle-même sa symétrie.

Compte tenu de la précision de la mesure et des outils d'analyse utilisés, il serait présomptueux de tenter de quantifier ces effets; ce n'est de toute façon pas l'objet de ces tests. En revanche, on constate que la distribution du champ sur l'axe est un outil permettant de détecter les défauts d'alignement mécaniques, même dans une cavité aussi courte.

Une illustration de cet état de fait est donnée par la mesure effectuée après déformation et réparation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein (figure VI-122).

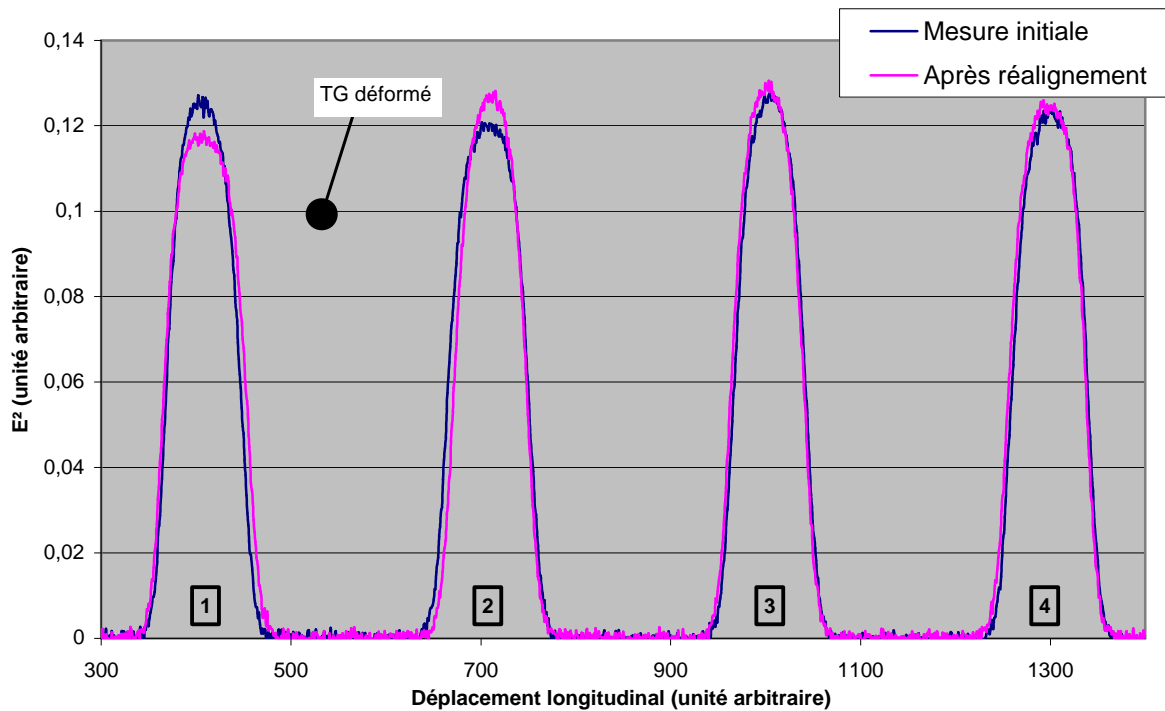


figure VI-122 - Mesure du champ sur l'axe par méthode de la bille perturbatrice après déformation et réparation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

Espace accélérateur	Première mesure		Mesure après réalignment	
	$\Delta E_{\theta}/E_{0\text{moy}}$	$\Delta V/V_{\text{moy}}$	$\Delta E_{\theta}/E_{0\text{moy}}$	$\Delta V/V_{\text{moy}}$
1	+0,1%	-1,3%	-1,7%	+4,7%
2	-0,1%	+5,2%	+0,7%	-3,0%
3	+0,7%	-3,7%	+0,9%	-3,0%
4	+0,1%	-0,2%	+0,1%	+1,4%

tableau VI-43 – Répartition des champs sur l'axe après déformation et réparation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

Une première mesure (courbe bleue de la figure VI-122) ne permet pas de retrouver des champs symétriques. En conséquence, l'alignement mécanique des tubes est vérifié visuellement. Cette vérification conduit à réaligner le tube pour aimant à conducteur plein (entre les espaces accélérateurs 1 et 2). Après ce réalignment, on retrouve une certaine symétrie sur

les champs intégrés (mais pas sur les champs crête), mais les maxima sont inversés par rapport aux premières mesures: le maximum de champ intégré se trouve dans les espaces accélérateurs d'extrémité et non plus dans les espaces accélérateurs centraux. Du fait de la déformation résiduelle du tube de glissement pour aimant à conducteur plein, il n'est plus possible d'utiliser cette méthode de mesure pour contrôler l'alignement des tubes de glissement.

De manière générale, le manque de reproductibilité de ces mesures ne permet pas des conclusions définitives. Pour ce faire, il faudrait multiplier les échantillons, utiliser un système plus stable (régulation stricte et mesure de la vitesse de déplacement de la bille, qui influe sur les valeurs intégrées, déclenchement automatique de la mesure au passage d'un point de référence, voire stabilisation en température), et un traitement numérique plus approfondi.

VI.2 Essais finaux à puissance nominale

Les essais en puissance, effectués au CERN, font appel à un amplificateur à tétrode Thomson de 352 MHz capable de délivrer 50 kW en continu (figure VI-123). Celle-ci, de même que le circuit d'eau destiné au refroidissement de la maquette et de l'amplificateur, sont installés et mis à disposition par des équipes du PS et du SPS (malheureusement avec un retard très important).

La préparation de l'implantation des essais est dans sa quasi totalité assurée par l'ISN de Grenoble: mise en place du refroidissement, des guides d'onde, des blindages radiologiques, de l'acquisition, du câblage, réalisation des systèmes de régulation HF...

Deux sessions d'essais ont été effectuées. La première, la plus longue, a permis d'acquérir l'essentiel des données exposées ici. La seconde a été l'occasion de vérification, et surtout de tester le nouveau système de stabilisation de pression (voir plus loin).



figure VI-123 – Amplificateur de puissance à tétrode utilisé lors des tests.

VI.2.1. Conception des diagnostics

VI.2.1.1 Diagnostics thermo-mécaniques

VI.2.1.1.1 Tubes de glissement

Le tube de glissement vide d'aimant est utilisé pour placer huit thermocouples destinés à contrôler les températures intérieures (figure VI-124). Ils sont placés sur les deux faces à différents rayons. Ces thermocouples sont repérés individuellement et maintenus en place par un coup de pointeau avant fermeture du tube de glissement.

En l'absence de gradient de champ (cellules symétriques), l'écart de température à attendre entre les deux faces des tubes de glissement est lié à la différence d'épaisseur entre le capot et le corps de ce modèle de tube de glissement. Par ailleurs, les effets de dissymétrie mis en évidence par les mesures bas niveau sont à même de produire des différences, mais de trop faible amplitude (les variations de champ n'étant que de quelques pour-cents) pour être mesurables. Néanmoins, il est intéressant de placer le tube de glissement dépourvu d'aimant près d'un des flasques.

Ces relevés doivent être comparés aux calculs effectués par AES.

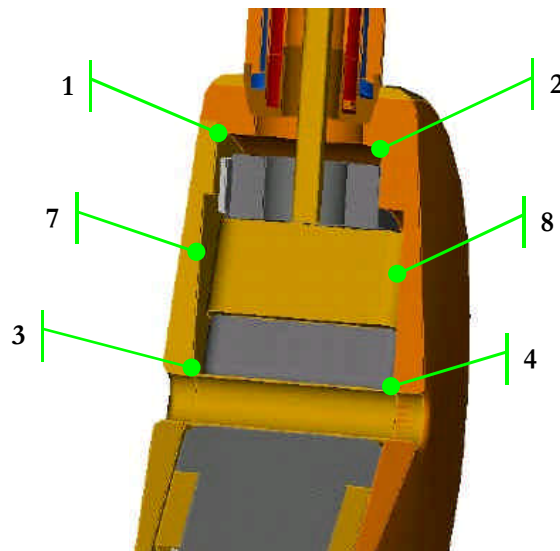


figure VI-124 - Implantation des thermocouples dans le tube de glissement instrumenté les thermocouples 5 et 6 sont placés symétriquement aux thermocouples 1 et 2).

La mesure de la température de l'eau et du débit en sortie de chacun des circuits de refroidissement des tubes de glissement permet de contrôler la puissance thermique évacuée par chacun d'eux.

Une mesure complémentaire utilise un pyromètre braqué sur le point le plus chaud prévu par les calculs, c'est-à-dire à la jonction entre la tige support et le corps du tube de glissement. Deux hublots en séléniure de zinc permettent de viser deux tubes adjacents (figure VI-128).

VI.2.1.1.2 Thermique de l'enceinte

L'autre étude thermique concerne l'enceinte finie. La température est contrôlée en différents points, singuliers ou au contraire représentatifs (figure VI-125). Ils doivent être mis en relation avec les calculs thermiques effectués et avec les dérives en fréquence mesurées.

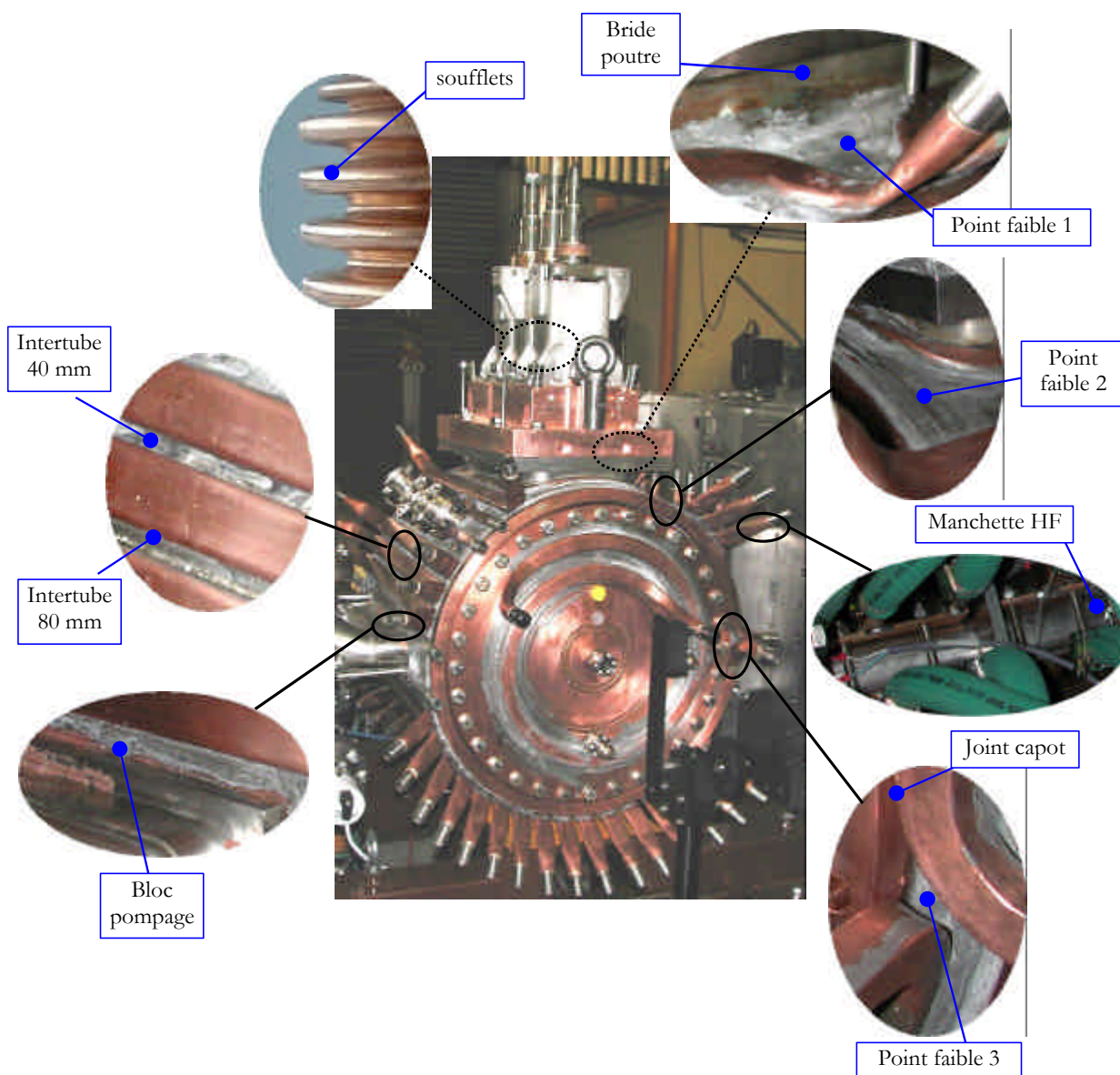


figure VI-125 - Implantation des thermocouples sur l'enceinte.

La température des "points faibles" (zones d'entrée - sortie des tuyaux de refroidissement, où par la force des choses la paroi est moins bien refroidie car plus éloignée des tubes), situés au niveau de la base du piquage de poutre (point faible 1), à l'extrémité de l'enceinte au niveau du piquage de poutre (point faible 2), et de la bride de flasque (point faible 3) est surveillée, ainsi que celle de points singuliers intéressants: le joint vide de capot, chaque soufflet, le piquage de poutre et celui de pompage, la manchette HF, et la température de paroi. Cette dernière est prise en deux points: sous un tube de refroidissement, et juste entre deux tubes. Avec ces deux mesures on peut vérifier la température dans les configurations où la période de refroidissement est simple (40 mm) et double (80 mm; voir IV.4.3.5).

Les mesures usuelles de débit et de température des circuits de refroidissement sont utilisées pour contrôler la puissance thermique dissipée par sous-ensemble.

VI.2.1.1.3 Déformations thermiques.

Afin de pouvoir valider les procédés d'alignement dans les tolérances demandées, et de contrôler la conception choisie et les simulations effectuées, il est nécessaire de mesurer les déformations mécaniques en général, et les dilatations thermiques en particulier. Ces mesures de déformations sont intimement liées aux mesures thermiques (cause) et de dérive en fréquence de l'enceinte (effet).

Le déplacement clé est celui de l'axe faisceau. Sa mesure est réalisée à l'aide d'une mire placée dans le tube faisceau du tube de glissement, partie blindée vis-à-vis de la HF. La mire est en verre afin de ne pas dégrader le vide, et porte des marques gravées de précision micrométrique. Elle est alésée pour s'ajuster dans le tube faisceau (h7-g6 sur 13 mm). Une visée optique conventionnelle par dispositif Taylor-Hobson permet de mesurer des déplacements de l'ordre de la dizaine de microns. Chaque capot incorpore en son centre un hublot en verre. En raison des risques de radiation X, cette mesure est déportée à distance et contrôlée par un système de caméra CCD intégrée à la lunette*. Le même système de visée peut être utilisé si nécessaire pour contrôler la dilatation externe de l'enceinte.

Par ailleurs, l'ISN de Grenoble a développé une mesure de déplacement de l'axe faisceau alternative. Il s'agit de mesurer les franges d'interférences produites par le passage d'un laser dans une fente de diffraction insérée dans un tube de glissement. Bien entendu, ces deux mesures ne peuvent pas être effectuées simultanément et, faute de temps et suite aux problèmes rencontrés, ce système ne sera pas testé.

VI.2.1.2 Mesures HF

Les mesures HF en puissance ont pour principaux objectifs:

- de maintenir l'accord en fréquence (régulation de phase) et régulation d'amplitude;
- de corrélérer l'influence des phénomènes thermo-mécaniques avec les paramètres de la cavité (variation de la fréquence de résonance et du champ sur l'axe en fonction de la dilatation thermique, mesure des puissances transmise, incidente et réfléchie);
- la sécurité.

Pour ce faire, la cavité incorpore quatre traversées étanches N, deux sur chaque bride d'extrémité de l'enceinte, permettant via une antenne de capter le champ électrique. Ces piquages sont positionnés aussi près de l'axe faisceau que le permettent les demi tubes de glissement afin de coupler le plus grand champ possible. Le couplage est ajusté en réglant la longueur de chaque antenne, constituée d'une tige fileté en acier inoxydable (voir VI.1.6.4). Ces antennes sont utilisées pour mesurer la puissance moyenne dans la cavité, la puissance transmise, et pour les régulations de phase et d'amplitude. Par ailleurs, deux coupleurs directionnels en amont de la fenêtre Thomson permettent de mesurer les puissances incidente et réfléchie.

Le champ sur l'axe est contrôlé dans un des deux espaces accélérateurs d'extrémité par spectrographie X [3]. La technique consiste à mesurer les rayons X émis par les électrons, toujours présents dans la cavité, et accélérés par le champ sur l'axe jusqu'à un maximum d'énergie correspondant à la tension maximale entre les tubes de glissement, soit:

$$E_{e^-} = 8,77 \text{ cm} \times 1,75 \text{ MV/m} = 153,5 \text{ keV}$$

* Prêtée par le DCRE/SDE/LdPh du CEA-DIF.

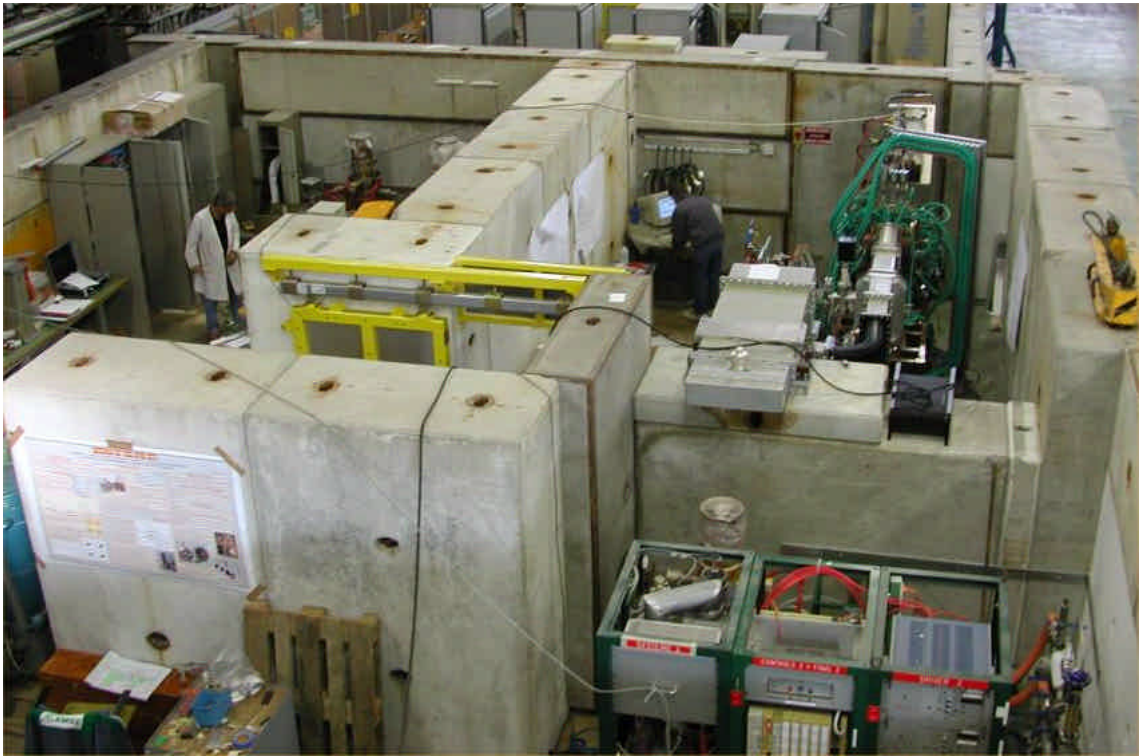
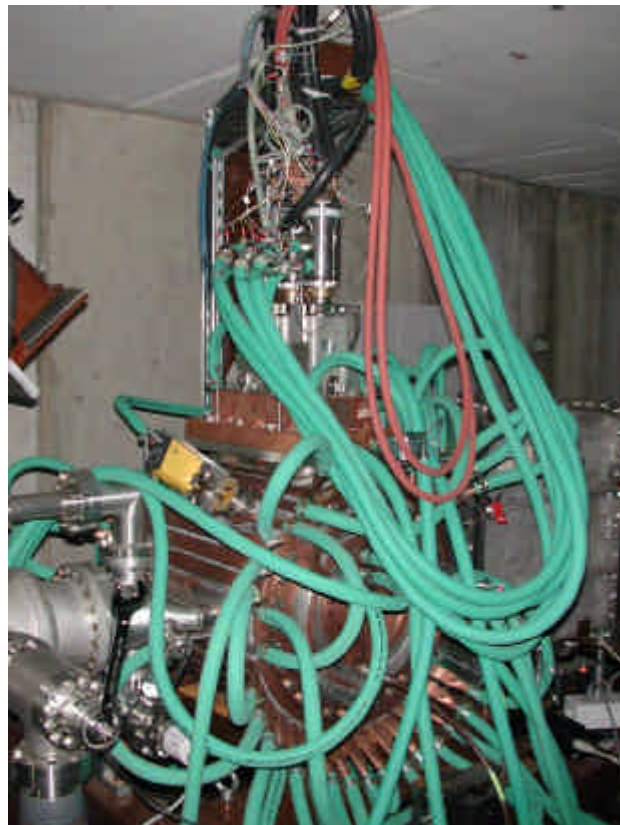


figure VI-126 – Vues générales de la zone de test. Ci-dessus: avant positionnement du toit; au premier plan le système amplificateur (pas encore connecté au guide d'onde) et en bas à droite la distribution d'eau avec le régulateur de pression; la maquette proprement dite se trouve en haut à droite, au bout du guide d'onde. La zone de contrôle / acquisition se trouve à gauche du mur. On distingue la bras rotatif permettant d'amener les câblages destinés aux systèmes solidaires de la poutre, ainsi que la chicane et la porte blindée imposées par la radioprotection. Ci-dessous: la même zone après mis en place du toit. Le poste de contrôle au premier plan souligne l'importance du câblage.





figure VI-127 - Implantation de la maquette proprement dite. Ci dessus: la maquette se trouve au fond; au premier plan à gauche la distribution d'eau sur les différents circuits. La fenêtre Thomson se trouve au milieu de la photo. Ci-dessous: on constate l'importance du refroidissement...



VI.2.1.3 Mesures liées au vide

La validité du dimensionnement du vide, dans les deux configurations de joints (élastomères ou métalliques), ainsi que des prévisions de désorption basées sur les mesures préliminaires, doivent être vérifiées. Pour ce faire, des jauges Bayard-Alpert sont placées pour mesurer le vide au niveau du bloc de pompage et de la fenêtre Thomson. De même, un analyseur de gaz permet de vérifier et de quantifier les espèces présentes dans le gaz résiduel.

VI.2.1.4 Rayonnement

Il est très difficile de prévoir à l'avance le taux de radiation (rayons X) d'une cavité de ce type. Le débit de dose dépend des matériaux de blindage autour de la cavité, de la puissance, des champs crête, des états de surface... La sécurité est donc prévue en se basant sur un débit de dose majoré.

VI.2.1.5 Sécurité

Le système de sécurité, élaboré avec l'ISN de Grenoble, porte sur les débits (utilisation systématique de débitmètres de sécurité), sur des températures mesurées en des points critiques du prototype et sur les retours de chaque circuit de refroidissement (systèmes "vigitherms"), sur la puissance réfléchie, sur le vide, sur les claquages (détecteur d'arc) et sur l'accès à la zone de test. Elles agissent sur la source de puissance au niveau de l'interlock et de la modulation et sur les alimentations des aimants, selon la nature des défauts.

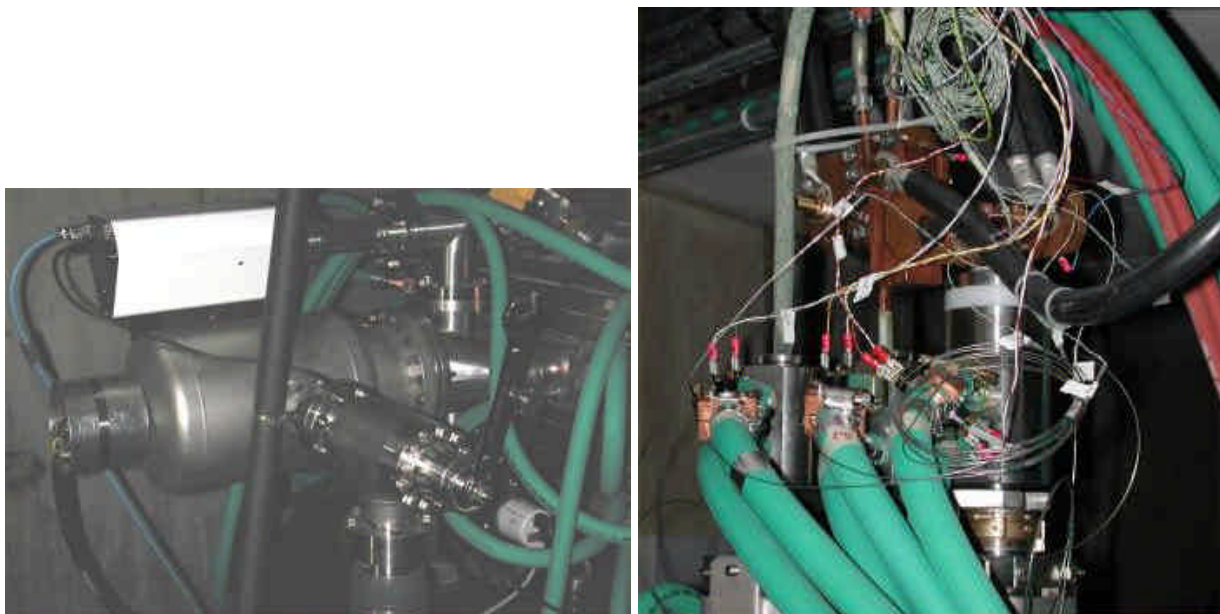


figure VI-128 – De gauche à droite: bloc de pompage (l'analyseur de gaz en haut, au-dessus du sublimateur de titane; la pompe turbomoléculaire est en bas (coupée) et la pompe ionique invisible à l'arrière plan), et câblage de la poutre (thermocouples, vigitherms sur les circuits de refroidissement, tuyaux de refroidissement, câbles d'alimentation des aimants).

VI.2.2. Généralités relatives à l'implantation

La phase d'implantation consiste à mettre en place la cavité, la source de puissance, l'alimentation en eau, les diagnostics et les sécurités aussi bien électroniques (sécurités HF) que dures (radioprotection), les câblages (figure VI-126 à figure VI-130)...

La phase d'implantation a mis en évidence plusieurs défauts.

Tout d'abord, l'un des détecteurs utilisés pour les mesures de puissance HF étant hors service, la puissance incidente ne peut être mesurée. D'autre part, le débit dans le circuit principal de l'enceinte (circuit Tk 1, qui assure le refroidissement de la poutre et d'un tube sur deux sur l'enceinte) ne peut être atteint (il est trop faible de 20 à 25% par rapport à la valeur spécifiée). Apparemment, les pertes de charge ont été sous-estimées.

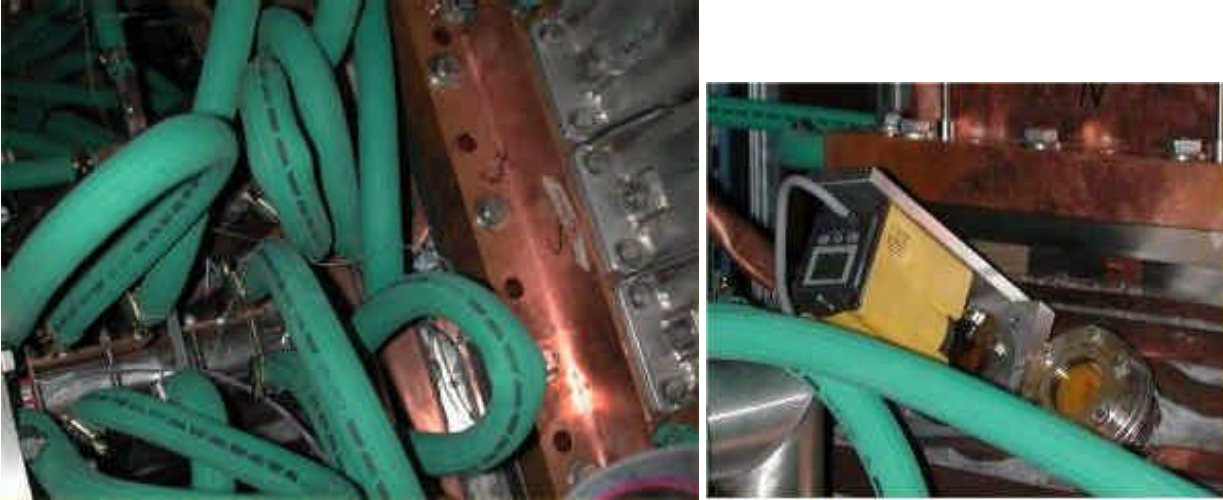


figure VI-129 – De gauche à droite: la manchette HF vue du dessus (la poutre est à droite et la manchette détecteur d'arc* à gauche; on distingue le refroidissement de cette manchette, composé de plaques en cuivre supportant des tuyaux de refroidissement vissés autour de la manchette), et pyromètre monté sur un hublot en séléniure de zinc.

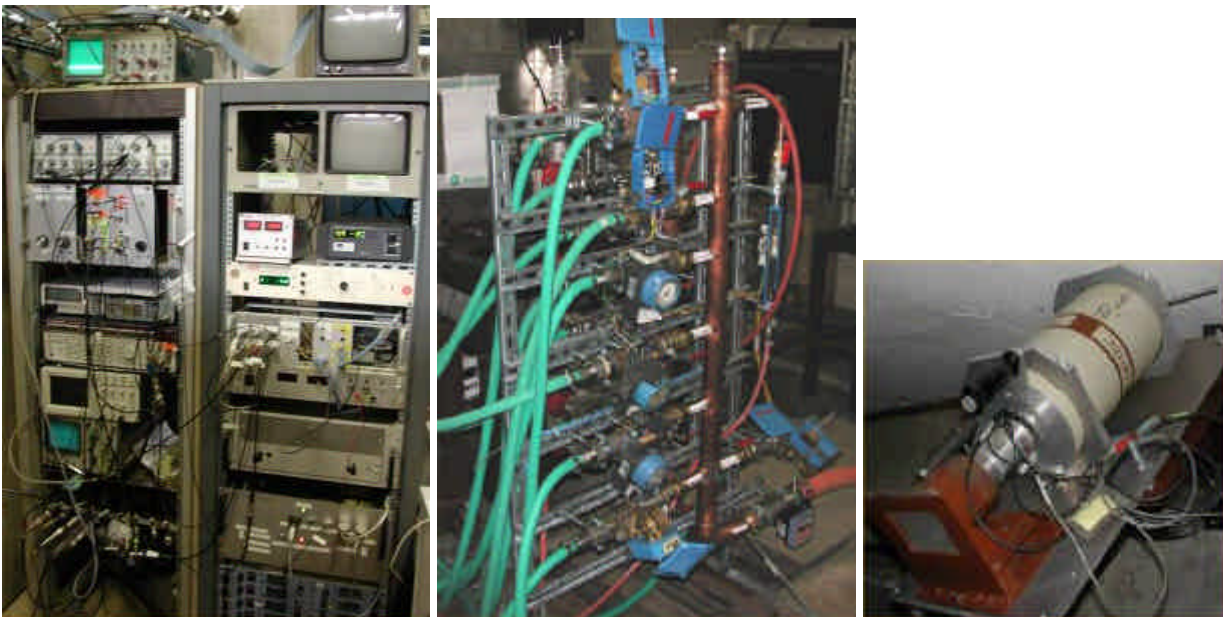


figure VI-130 – De gauche à droite: baies de commande, distribution d'eau avec débitmètres de sécurité et détecteur Ge pour rayons X.

* Portion de guide d'onde intermédiaire placée entre la fenêtre Thomson et la manchette HF de l'enceinte, équipée de deux piquages regardant la cavité et la fenêtre en céramique respectivement, et équipée d'un dispositif détecteur d'arc basé sur une photodiode UV.

Le problème de loin le plus grave est lié au système de refroidissement. D'une part sa température n'est pas stabilisée et fluctue avec les conditions météorologiques extérieures, mais surtout la pression est extrêmement instable. Elle varie, si l'on en croit les manomètres, d'au moins ± 500 mbars autour de la pression choisie (6 bars). Se superpose à cette instabilité permanente des coups de bélier d'une amplitude supérieure à 2 bars. Le changement de la pression dans une gamme de 5 à 7 bars ne permet pas d'améliorer ces instabilités.

Un changement radical du système de réduction de pression (le circuit général en amont est pressurisé à 23 bars) a permis d'y remédier entre les deux séries d'essais.

VI.2.3. Conditionnement de la cavité

En raison du retard pris lors de l'implantation de la source de puissance, la phase de conditionnement a occupé la plus grande partie de la première session d'essais en puissance.

VI.2.3.1 Pré-formation

La cavité est initialement formée à l'aide d'un amplificateur délivrant 300 W en continu. Deux paramètres permettent de contrôler cette formation: le taux d'onde réfléchi et l'évolution du vide absolu (figure VI-131). La puissance injectée varie de 30 à 300 W, d'abord en continu puis en pulsé.

Tout changement de régime HF (puissance ou cycle utile) engendre une remontée de la pression totale et à une augmentation du taux d'onde réfléchi. Le vide récupère immédiatement et le taux de réfléchi chute, d'autant plus vite que la formation progresse. Il convient de remarquer que l'injection en pulsé ne provoque pas un comportement différent.

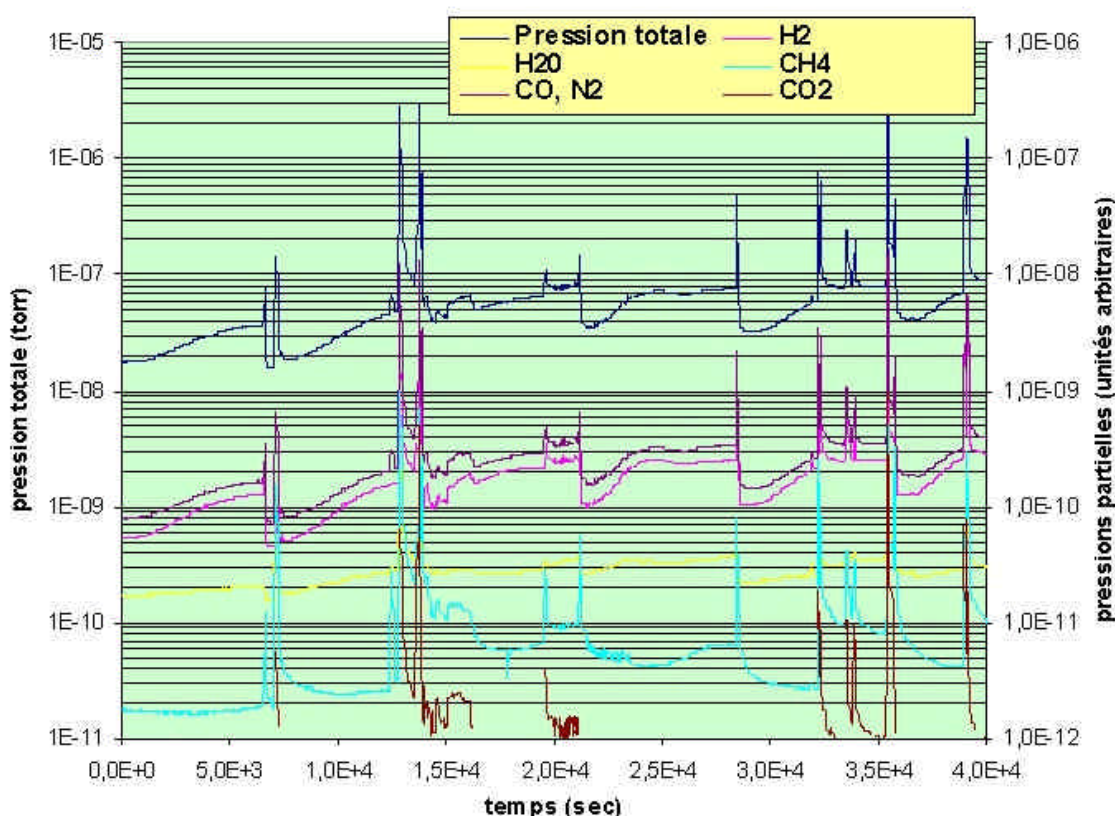


figure VI-131 – Evolution du vide et des pressions partielles des principaux gaz résiduels lors de la phase de formation à 100-300 W.

Sur la figure VI-131, représentative du point de vue du vide de toute la phase de conditionnement, on constate la superposition de trois phénomènes: les cycles de sublimation, des remontées de vide dues aux effets HF (multipactor puis, à plus haut niveau de champs, petits claquages) et la dérive de température dans la journée (naturelle et consécutive aux injections de puissance).

Cette dernière se caractérise par une remontée moyenne de la pression absolue sur la durée des mesures. Le cycle du sublimateur de titane (7200 secondes entre deux sublimations) se manifeste par une augmentation lente de la pression absolue et des pressions partielles de l'hydrogène, de l'azote et des oxydes de carbone, par une augmentation brutale (pic) lors de la sublimation elle-même (dégazage thermique) puis par une chute rapide de ces mêmes pressions (effet adsorbant du titane). L'eau et les hydrocarbures sont de manière nette peu affectés par ce type de pompage.

Enfin, les accidents aperiodiques, associés aux remontées de pression les plus marquées, correspondent aux changements de régime de l'injection HF. On constate avec netteté le caractère très bref de l'effet induit, témoin du bon état de surface et de propreté de la cavité.

VI.2.3.2 Formation

Lors de la formation de la cavité, on utilise une "boucle de conditionnement", qui asservit la puissance incidente sur le niveau de vide. Ce mode de régulation permet de limiter la durée des décharges éventuelles et le risque de claquage en abaissant très rapidement (quelques nanosecondes) le niveau de puissance injectée lorsque la pression remonte. Cette boucle est réglée avec pour limite inférieure $6 \cdot 10^{-8}$ torr, valeur en dessous de laquelle la puissance n'est pas régulée, et pour limite supérieure $6 \cdot 10^{-7}$ torr au delà de laquelle la puissance est complètement coupée. Entre ces deux valeurs la boucle a un gain en S.

Le conditionnement débute par impulsions de $100 \mu\text{s}$ avec un taux de répétition de 100 Hz. Le niveau de puissance est monté progressivement vers sa valeur nominale, puis le cycle utile est rallongé. Une valeur typiquement utilisée est $400 \mu\text{s}$ avec un taux de répétition de 200 Hz. Il faut tenir compte de la vitesse de remplissage de la cavité t , donnée par (figure VI-132), et qui limite la durée minimum des impulsions:

$$t \approx \frac{Q}{f} = 58 \mu\text{s}$$

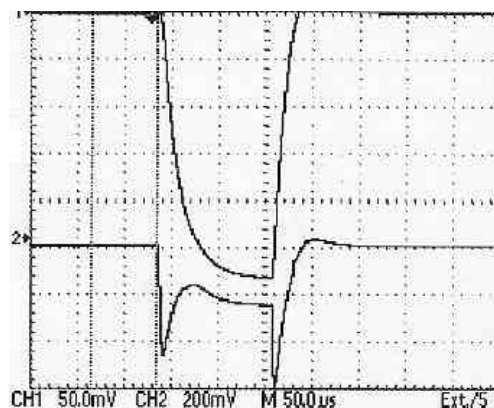


figure VI-132 – Le temps de remplissage de la cavité est clairement visible sur le signal de la puissance transmise (en haut). Le signal du bas correspond à la puissance réfléchie.

On constate très rapidement une extrême instabilité du système qui se caractérise par la variation permanente du niveau des puissances transmise et réfléchie (figure VI-133). Très vite, ces variations sont corrélées aux variations de la pression des circuits de refroidissement. La

caméra visant la mire (VI.2.1.1.3) permet d'observer des déplacements dans le plan transverse du tube de glissement à conducteur creux, corrélés à des sauts de pression. En coupant un à un les circuits de refroidissement, on constate que l'essentiel du problème est lié au tube de glissement pour aimant à conducteur plein, celui dont la paroi est la plus fine, et qui a déjà été l'objet de déformations mécaniques. Sa faiblesse mécanique est donc incompatible avec le régime hydraulique chaotique du système de refroidissement mis à notre disposition (pression oscillant de $\pm 10\%$ en permanence avec des sauts brutaux et aléatoire de 30% environ).

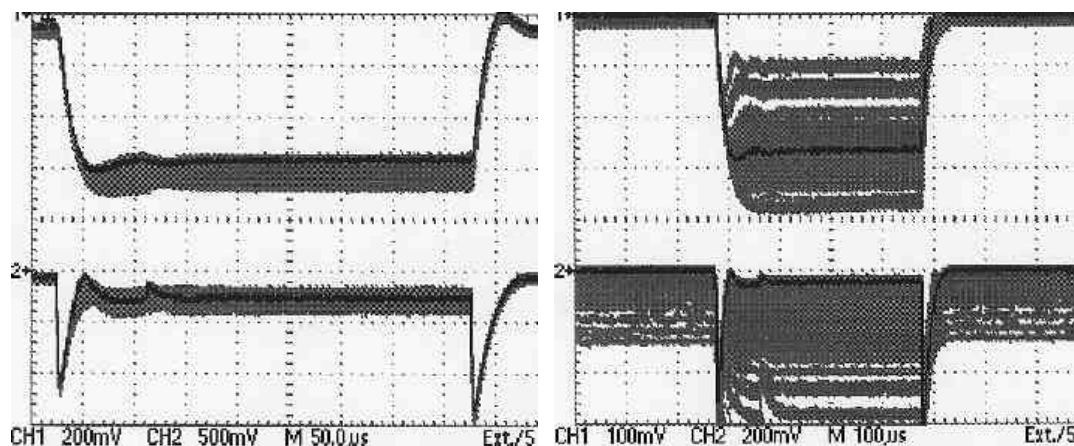


figure VI-133 – Signaux correspondant aux puissances transmises (signal du haut, canal 1) et réfléchie (signal du bas, canal 2) mesurés sur un oscilloscope à persistance. Les détecteurs étant négatifs, les puissances crête le sont également. A gauche, le régime le plus stable obtenu (correspondant aux essais en continu de VI.2.4.1); à droite, le régime "habituel". Noter que les échelles de conversion entre la tension mesurée et la puissance sont logarithmiques.

En continu, la puissance maximum atteinte pendant quelques minutes est 8 kW, soit 20% de la puissance spécifiée. En pulsé, la puissance moyenne la plus importante obtenue est de 5 kW environ avec des impulsions de 1 msec à 200 Hz. A cycle utile plus faible, des puissances crête de 60 kW sont obtenues sans difficulté.

De manière générale, on constate l'existence de deux seuils principaux se manifestant par une remontée du vide d'un facteur 10 environ, à 1 et 3 kW de puissance crête. Ces remontées de vide se font par dégazage continu.

A plus haut niveau de puissance, le conditionnement se caractérise plutôt par des dégazages par à-coups et des claquages visualisés à l'aide de la caméra. En particulier, au delà de 20 kW de puissance crête on observe une décharge quasi permanente entre le tube de glissement et la mire dont la surface est obscurcie, ses propriétés optiques en surface étant altérées par le bombardement électronique dont elle est l'objet.

De manière générale, 72 heures ont suffi à supprimer ces phénomènes de dégazage et à conditionner la cavité aux niveaux de puissance autorisés par l'instabilité du système hydraulique. La vitesse du conditionnement tend à démontrer que le soin constant apporté à la propreté et à l'état des surfaces lors de la réalisation a porté ses fruits.

Le conditionnement permet également d'identifier un point chaud nécessitant une modification du refroidissement. Il est situé en haut de la manchette HF (c'est-à-dire la portion de guide d'onde solidaire de l'enceinte par laquelle est injectée la puissance), dans sa portion arrondie. Afin d'éviter un échauffement excessif (plus de 200°C à la puissance nominale), un ciment thermoconducteur est appliqué dans la zone. On observe alors que l'échauffement est divisé par deux, conduisant à des valeurs compatibles avec le fonctionnement à 40 kW.

VI.2.4. Essais en puissance

Comme on l'a vu au paragraphe précédent, la première séance d'essais a été caractérisée par une extrême instabilité de la pression hydraulique du circuit de refroidissement. Cette instabilité engendrait une désadaptation d'impédance, dont l'importance variait avec l'amplitude des sauts de pression (figure VI-133). On pensait à l'origine que cette puissance réfléchie, en provoquant la coupure de l'amplificateur, limitait la puissance injectée.

En fait, la deuxième session d'essais a permis, avec la mise en place d'un système de refroidissement stabilisé en pression (suppression des coups de bélier et stabilisation de la pression à mieux que 200 mbar), de démontrer que ce n'était *pas* cet effet qui limitait l'injection de puissance. Cet effet (influence de la pression hydraulique sur l'amplitude de la puissance réfléchie) existe bien, comme en atteste la division des sautes de puissance réfléchie d'un facteur 10 environ après stabilisation de la puissance hydraulique, mais il n'est pas à l'origine de l'impossibilité de monter la puissance. Le problème se situe en fait au niveau du système amplificateur lui-même (apparemment dans l'étage final), qui nécessite une révision complète.

De ce fait, il s'est avéré impossible de monter simultanément en cycle utile et en puissance, ce qui n'a pas permis d'atteindre les objectifs de puissance (moyenne) souhaités (40 kW). En conséquence, les aspects thermiques du prototype de DTL, qui constituaient un enjeu majeur de ces tests, ne sont que très incomplètement étudiés.

VI.2.4.1 Comportement thermique du prototype

La puissance moyenne la plus importante obtenue pendant une durée suffisante par rapport à l'inertie thermique de l'ensemble est de 7,6 kW (en continu), soit 20% de la puissance nominale. Des relevés à 4 et 6 kW (également en continu) permettent de vérifier ces valeurs à un autre niveau de puissance.

Le point le plus chaud se situe sur la manchette du couplage HF. Cette portion de la maquette n'est pas cuivrée extérieurement, ce qui explique ce problème. Sans surprise, l'autre point le plus chaud est le point faible 1 (figure VI-125). L'élévation de température à 7,6 kW moyens y est de 7°C.

Même si le faible niveau de puissance injecté ne permet pas de vérifier complètement les prévisions thermiques, il fournit en revanche quelques résultats intéressants.

Le plus significatif concerne les soufflets. Les élévations de température mesurées sont toujours inférieures à 1°C. Ceci mène à des températures à la puissance nominale bien inférieures aux élévations de 36°C envisagées dans le pire des cas (IV.4.4.2). Ce concept de liaison souple, tout au moins, est validé par les tests.

A 7,6 kW (soit 20% de la puissance nominale), les élévations de température dans le tube de glissement pour aimant à conducteur creux instrumenté sont dans un rapport de 20% par rapport à celles prévues à puissance nominale (1,2 à 2,6°C pour 5 à 17°C). Les mesures sont également cohérentes sur le plan géométrique: les points les plus éloignés du refroidissement sont aussi les plus chauds. Compte tenu de la faiblesse des élévations de température mesurées, il serait toutefois hasardeux d'extrapoler plus.

Les élévations de température sur les points singuliers les plus chauds de l'enceinte (points faible et bloc pompage de la figure VI-125) sont compatibles avec les calculs, et même légèrement inférieurs aux prévisions. Cette amélioration est toutefois trop faible pour être imputée, à ces niveaux de puissance, à autre chose qu'à la précision de la mesure et à la qualité du contact thermique.

Les mesures de température sur les circuits de refroidissement sont, du fait de l'instabilité des débits, encore moins significatives et ne méritent pas qu'on s'y attarde.

De manière générale, aussi limités soient ces résultats thermiques, ils ne conduisent pas à une remise en cause du concept acier inoxydable cuivré. Au contraire, en l'absence d'échauffement alarmant, ils permettent d'attendre avec une confiance renforcée des tests à la puissance nominale. Ils permettent même de valider sans réserve le concept de liaison souple entre tiges support et enceinte par soufflets en cuivre. Enfin, ils soulignent le problème de l'injection de la puissance dans l'enceinte qui, même à ces niveaux de puissance très faibles, conduit à des échauffements importants.

Même si des mesures complémentaires à la puissance nominale s'imposent pour pouvoir conclure de façon catégorique, ces résultats sont globalement positifs.

VI.2.4.2 Comportement mécanique de la cavité

La faiblesse des élévations de température sur les tubes de glissement ne permet pas de mesurer des déplacement d'axe faisceau.

En revanche, l'influence des paramètres mécaniques sur la fréquence de résonance de la cavité sont mesurables.

On observe la superposition de deux phénomènes: l'un réversible, l'autre non.

Tout au long des tests, la fréquence de résonance de la cavité tend à diminuer de manière constante et irréversible, quoique de plus en plus lentement. De 350,279 MHz lors de la première injection de puissance, elle est passé à 350,057 MHz dix jours plus tard. Cet affaissement de la fréquence de résonance est à relier aux brutales surpressions imposées par l'hydraulique au tube de glissement pour aimant à conducteur plein, que l'on sait fragile. Compte tenu de l'effet d'une pression de 12 bars (V.3.5), cette dérive peut être associée à la combinaison d'une déformation inélastique du tube de glissement sous l'effet des surpressions et de l'écroutissage du cuivre.

A cette dérive irréversible se superpose le décalage en fréquence lié à la déformation élastique des tubes de glissement due à la pression hydraulique. Ces décalages sont mesurés en ouvrant et fermant l'un après l'autre le circuit de refroidissement de chacun des tubes de glissement (tableau VI-44).

	Décalage en fréquence mesuré
Tube de glissement pour aimant à conducteur creux	-3 kHz
Tube de glissement pour aimant à conducteur plein	-149 kHz

tableau VI-44 – Décalages en fréquence consécutifs à la mise en pression des tubes de glissement.

La différence de comportement entre les deux tubes de glissement est criante, et corrobore tout ce qui précède concernant l'incompatibilité entre la finesse du tube de glissement pour aimant à conducteur plein et la brutalité des sautes de pression hydraulique.

Dans les deux cas, il convient de rappeler que les deux modèles de tubes de glissement sont dimensionnés pour des pressions de fluide de moins de 2 bars.

VI.2.4.3 Mesures du champ sur l'axe par spectrographie X

Le succès le plus probant de cette session d'essais est la mesure du champ sur l'axe par spectrographie X, qui conduit à des résultats fiables, reproductibles et concordants en dépit des conditions opératoires difficiles.

Cette mesure se fait sur un espace accélérateur d'extrémité, entre un demi tube de glissement et le tube de glissement vide d'aimant.

La mise en œuvre de cette méthode de mesure nécessite des précautions particulières. La première d'entre elle consiste à isoler l'amplificateur du détecteur de toute perturbation

électrique. En effet, lors des premiers essais, on a constaté l'influence de l'alimentation haute tension de l'amplificateur de puissance sur le signal transmis par le système de détection X, en dépit de sa protection par un transformateur d'isolement (figure VI-134). En séparant les masses et en recherchant une alimentation secteur éloignée électriquement de l'alimentation haute tension, on parvient à éliminer les signaux parasites. Il subsiste des perturbations mais ces signaux sont d'une part parfaitement reproductibles et, d'autre part, à trop basse énergie pour perturber les mesures.

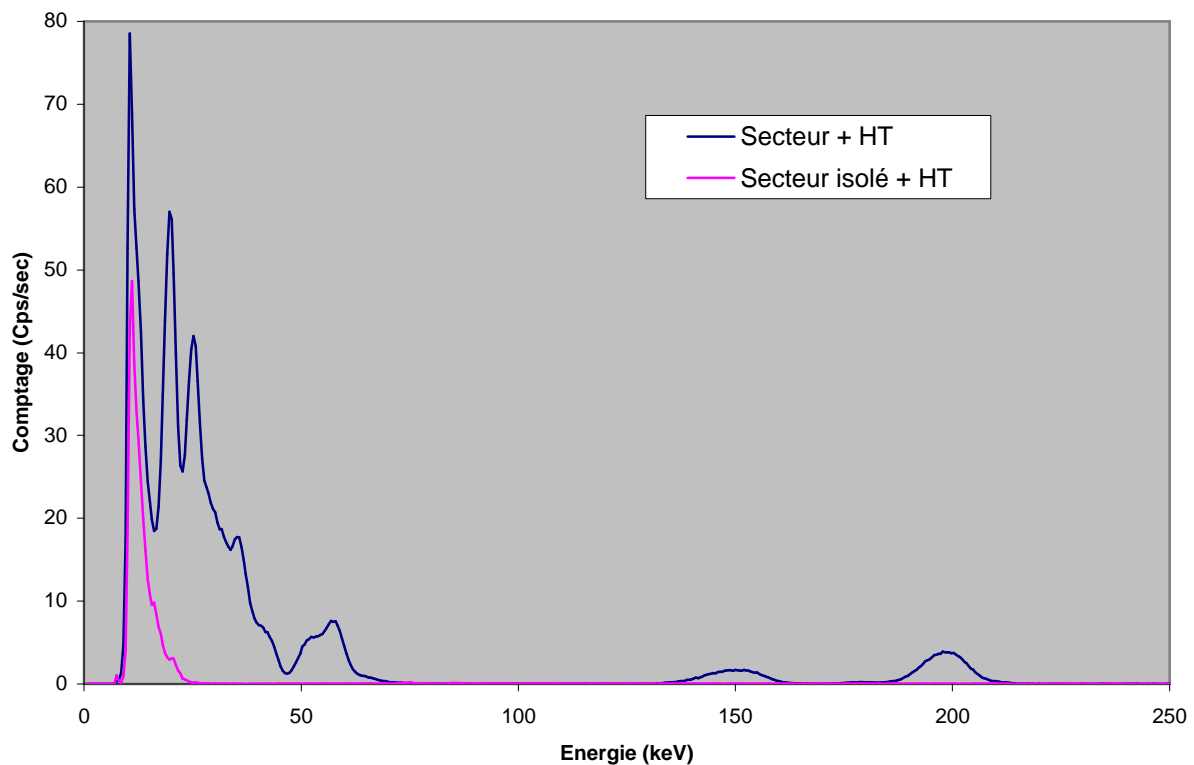


figure VI-134 – Influence de l'alimentation haute tension de l'amplificateur de puissance sur les mesures X en fonction de l'alimentation secteur utilisée pour le système de détection X.

Une deuxième source de perturbation est liée au phénomène d'empilement. Lorsque la quantité de rayons X mesurés est trop importante, l'arrivée simultanée de plusieurs photons génère un unique signal d'amplitude égale à la somme des deux énergies. Cet empilement tend à élargir la queue des pics et, en rendant plus difficile la détermination de l'énergie maximale des X, à augmenter l'incertitude. Il faut donc gérer ce phénomène de saturation en ajustant la collimation. Pour ce faire, il existe deux solutions: réduire le signal par un blindage au plomb, ou par réduction de l'angle solide (en reculant le détecteur). Compte tenu de la configuration de la zone d'expérience, seule la première solution est mise en œuvre ici. Ce n'est pas la meilleure car le plomb génère lui même des X, en diffuse et en diffracte d'autres. Par ailleurs, le fonctionnement à un cycle utile inférieur à 1 est défavorable car seule une fraction du temps de détection participe réellement à la mesure, le reste du temps n'étant que source d'erreurs. Typiquement, la mesure à 43 kW présentée sur la figure VI-135 présente un empilement trop important, rendant impossible la détermination de l'énergie maximale mesurée.

La dernière source de perturbation est liée aux conditions particulières de ce test. La variation permanente des puissances transmises et réfléchies génère un signal dont le maximum (qui est la valeur nous intéressant) varie dans une gamme d'autant plus large que l'instabilité est grande. Pour y remédier, une solution consiste à fonctionner sans refroidissement des tubes de

glissement, donc à un cycle utile inférieur au pour-cent (variable selon la puissance crête) pour limiter la puissance thermique moyenne. Néanmoins, cette solution n'est pas viable car d'une part le signal est alors trop faible pour être exploitable, et d'autre part la fréquence de la cavité dérive avec l'échauffement des tubes de glissement (plus de 50°C à 300 W moyens sans refroidissement), engendrant encore une fois une variation des puissances transmises et réfléchiées.

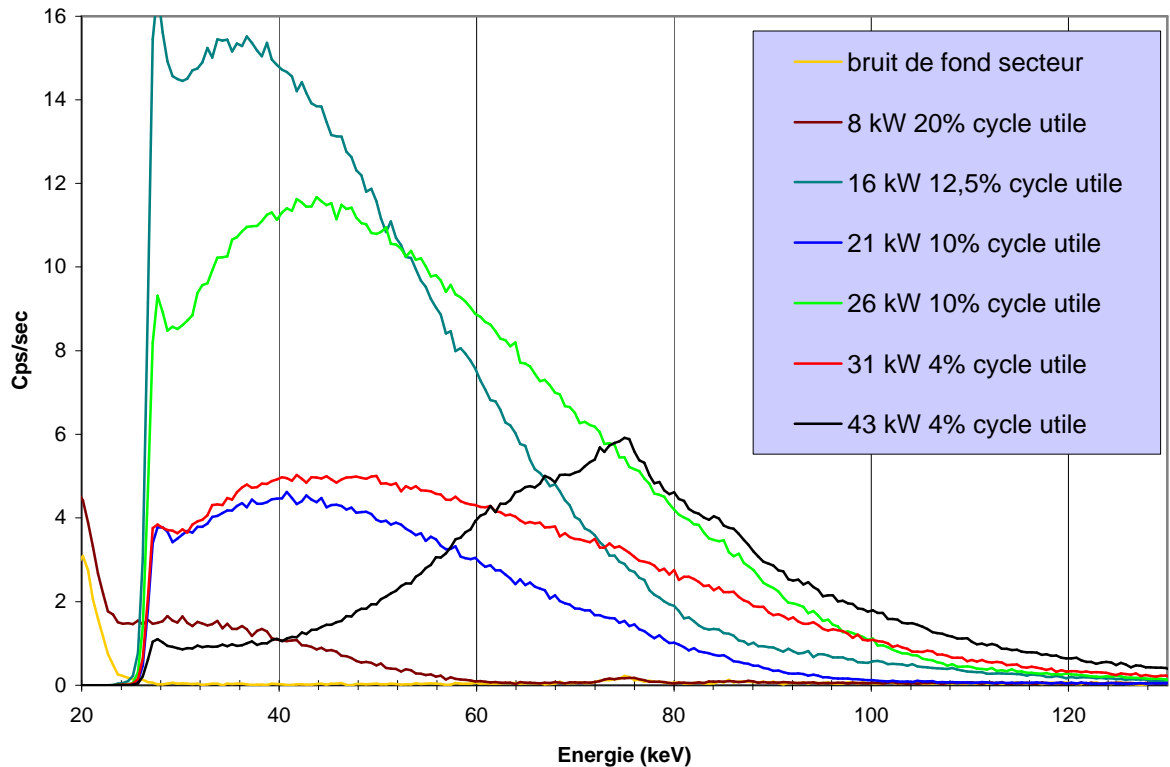


figure VI-135 – Mesures du champ sur l'axe par spectroscopie X à différentes puissances crête.

Au final, les conditions opératoires les plus favorables font appel au cycle utile le plus élevé possible, avec un blindage ou une collimation limitant le temps mort (qui mesure l'empilement).

Le champ est mesuré à différents niveaux de puissance crête (figure VI-135). On recherche ensuite par régression linéaire l'énergie maximale des rayons X mesurée (en ignorant l'arrondi final des pics), correspondant aux électrons les plus énergétiques. Ces énergies sont rassemblées sur la figure VI-136.

Le champ électrique sur l'axe varie avec la racine carrée de la puissance. C'est ce que l'on retrouve avec une précision tout à fait remarquable compte tenu des conditions opératoires. On observe également que les champs mesurés sont à tous les niveaux de puissance inférieurs aux champs théoriques. Ceci n'a rien d'étonnant si l'on se rappelle que le facteur de qualité de la cavité est inférieur d'un tiers à la valeur calculée par *SUPERFISH*. Le facteur de qualité étant lui-même proportionnel à l'énergie stockée dans la cavité, le rapport entre champ théorique et champ mesuré doit donc être dans un rapport égal à $\sqrt{1,33}$. Pour chacun des cinq points de mesure de la figure VI-136, c'est le cas à 3% près.

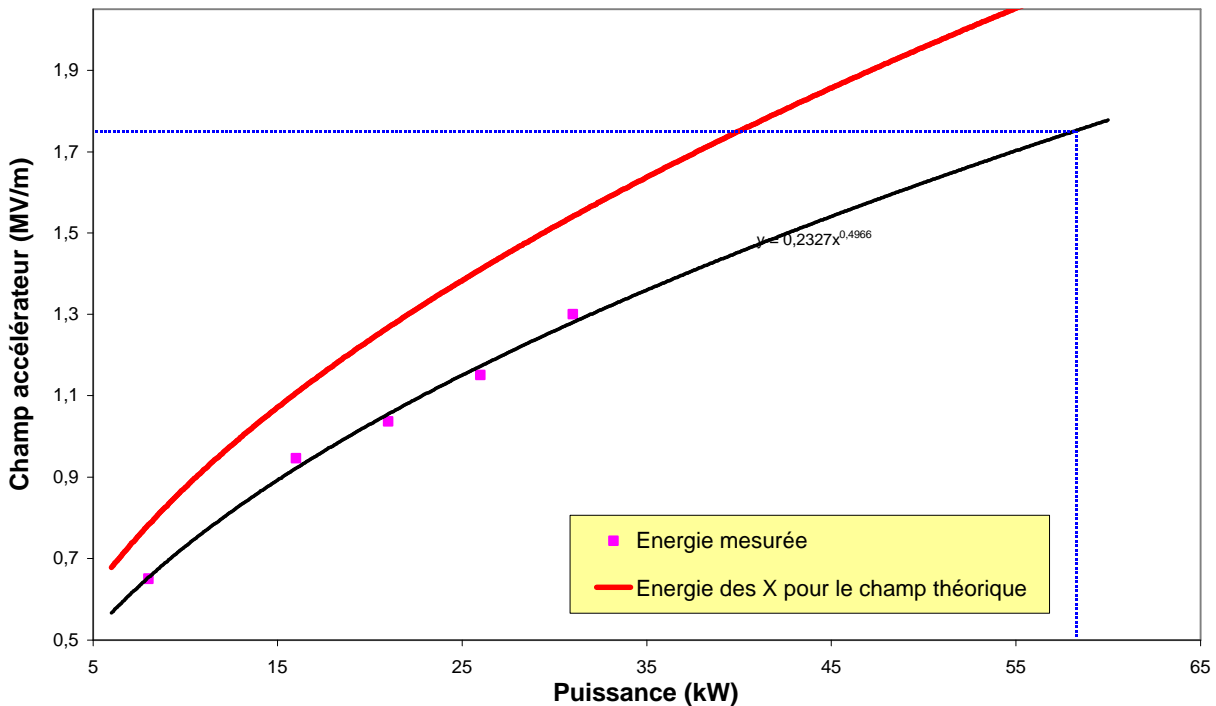


figure VI-136 – Mesure du champ sur l'axe par spectroscopie X rapportée à la puissance.

En conclusion, on peut affirmer avoir vérifié par cette méthode de mesure que le champ sur l'axe est conforme à ce qu'il est convenu d'attendre du fait du facteur de qualité de la cavité. Le champ électrique moyen à 39 kW est donc de 1,45 MV/m au lieu de 1,75 MV/m. Compte tenu des conditions opératoires difficiles, la précision obtenue, meilleure que les 5% habituellement attachés à ce type de mesures, est remarquable. Ceci signifie par ailleurs que, afin d'atteindre le champ sur l'axe nominal de 1,75 MV/m, il serait nécessaire d'injecter plus de 55 kW de puissance RF.

VI.2.4.4 Mesures liées au vide

Faute de temps et afin de ne pas hypothéquer les tests tant que la puissance nominale n'a pas été atteinte, les essais ont été effectués en utilisant des joints élastomères à la place des joints *Helicoflex**.

Pendant la phase de conditionnement, la pompe turbomoléculaire a remplacé la pompe ionique, peu adaptée aux brusques dégazages. Avec l'aide de la boucle de conditionnement, le niveau de vide n'a jamais dépassé $5 \cdot 10^{-6}$ torr.

Les dégazages induits par le conditionnement produisent essentiellement de l'hydrogène et des hydrocarbures.

A l'issue de la phase de conditionnement, le vide se stabilise entre 2 et $4 \cdot 10^{-8}$ torr en présence de HF, selon le niveau de puissance et le cycle utile. En l'absence de HF, la pression est inférieure à 10^{-8} torr. Ceci remplit l'objectif fixé d'une pression de $5 \cdot 10^{-8}$ torr en fonctionnement, et pose de fait la question de l'intérêt des joints *Helicoflex*.

* La seule exception est la bride séparant le guide d'onde détecteur d'arcs et l'enceinte, où le joint *Helicoflex* a été mis en place.

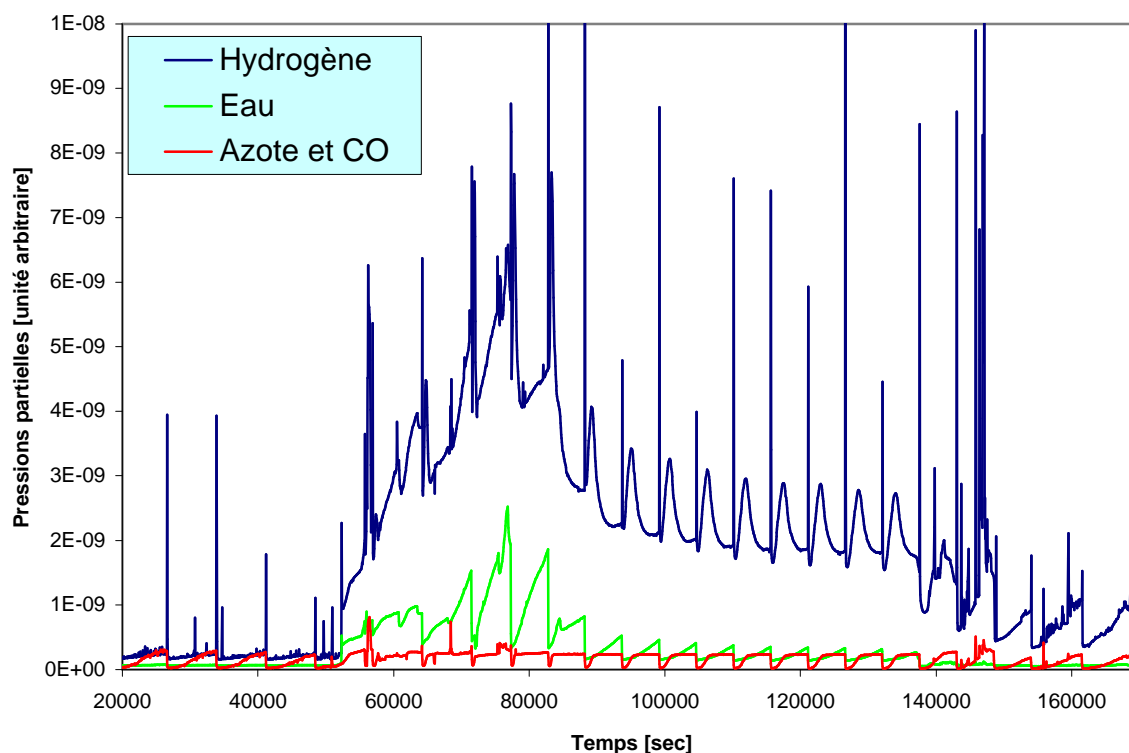


figure VI-137 – Apparition et disparition d'une fuite... A $t=50000$ s environ, les signaux relatifs à l'eau et à l'hydrogène augmentent brutalement par rapport à l'azote, indiquant une fuite d'eau. Une dizaine d'heures plus tard ($t=90000$ s), la fuite s'est résorbée.

Une crainte majeure tenait aux réparations effectuées sur les tubes de glissement. Lors des essais, une seule fuite (d'eau) s'est manifestée, caractérisée par une remontée de la pression d'un facteur 50 environ. En ouvrant et en fermant les différents circuits de refroidissement, on constate que cette fuite provient du tube de glissement vide d'aimant*. Le vide se stabilisant autour de $7 \cdot 10^{-7}$ torr, les tests peuvent continuer, jusqu'à ce qu'après une dizaine d'heures de fonctionnement la fuite disparaisse d'elle-même (figure VI-137).

L'origine de cette fuite est liée aux différences de pression appliquées sur les parois du tube, dans la mesure où son apparition coïncide avec des tests relatifs à l'ouverture et fermeture des circuits de refroidissement des tubes de glissement. Sa disparition est en revanche inexpliquée.

VI.2.5. Analyse de la cavité après ouverture

Tous ces essais ont été réalisés dans une configuration de joints élastomères. A l'ouverture de la cavité, il s'avère que ces joints sont intacts, de même que les joints HF utilisés pour les protéger†. A l'intérieur de la cavité elle-même n'apparaît aucune trace d'impact ou de dégât, si ce n'est des traces blanches en fougère (figure VI-138) situées sur la poutre à la base des tiges support. Initialement identifiées comme des traces d'impact liées aux effets de multipactor, il s'avère après une analyse plus poussées qu'il s'agit plutôt d'une attaque chimique du cuivre sous

* Ce tube était celui présentant les fuites les plus nombreuses (tableau V-37).

† Le prototype de DTL du projet japonais BTA avait rencontré des problèmes liés à l'endommagement de joints HF, en dépit d'un fonctionnement à un cycle utile plus faible.

l'effet de la chaleur d'une huile de coupe particulière, résistant à la gamme de nettoyage*. Il s'agit donc d'un aspect lié à la fabrication et dont il convient de se prémunir.

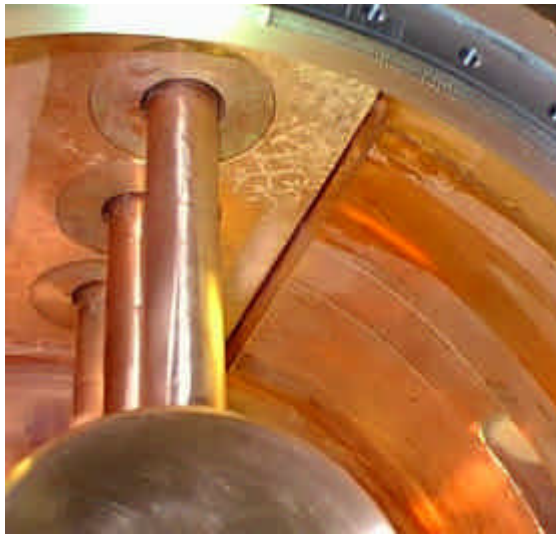


figure VI-138 – Traces en fougères observées sur la poutre à la base des tiges support.

A l'issue de l'ouverture de la cavité, on observe que le tube de glissement pour aimant à conducteur plein a de nouveau été déformé sous l'effet des sautes de pression, ce qui ne fait que renforcer l'analyse précédemment exposée (VI.2.4.2).

VI.3 Résumé

Dans ce chapitre ont été présentés les différents essais dont ont été l'objet les éléments constituant la maquette DTL.

Des essais thermiques, mécaniques et hydrauliques ont permis tout d'abord de s'assurer du bon fonctionnement des soufflets en cuivre et du refroidissement destiné au tube de glissement pour aimant à conducteur plein. Ces mêmes essais ont permis d'obtenir des paramètres permettant une optimisation de ces deux éléments.

Des tests électriques ont mis en lueur un premier problème propre aux deux modèles d'aimant, mais concernant plus particulièrement celui à conducteur plein: un défaut d'isolement par rapport à la masse. Le problème est bien identifié, permettant d'entrevoir les remèdes potentiels.

Les tests HF à bas niveau de puissance ont permis d'obtenir les principaux paramètres de la cavité. La fréquence est plus basse que prévue, et ceci est lié aux problèmes de déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein. Le facteur de qualité est inférieur d'un tiers par rapport à la valeur *SUPERFISH*, au lieu des 20 à 25% habituellement admis; ce défaut est attribué aux particularités géométriques 3D de la cavité, non prises en compte dans le calcul et propres à la seule maquette. Le couplage est au contraire optimal.

Les mesures de champ sur l'axe par la méthode de la bille perturbatrice donnent assez peu d'informations; leur reproductibilité est très faible. Tout au plus permettent elles de distinguer une symétrie du champ dans la maquette, les quatre cellules n'étant en revanche manifestement pas identiques. Ces différences se trouvent accentuées par la déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein.

* Cette analyse est corroborée par des essais reproduits en laboratoire de chimie dans le cadre du RFQ du même projet IPHI, sur lequel le même type de trace a été observé.

Les mesures en puissance ont dans un premier temps été fortement perturbées par un système hydraulique médiocre, jamais stable en pression et sujet à des surpressions chaotiques et violentes. Il s'est avéré que cette instabilité fait varier en permanence la fréquence d'accord de la cavité par déformation du tube de glissement pour aimant à conducteur plein, générant une puissance réfléchie variable atteignant des valeurs importantes. Dans un deuxième temps, l'installation d'un système hydraulique plus stable a permis de confirmer ces interprétations. Concrètement, ceci implique un renforcement de la structure mécanique du tube de glissement pour conducteurs plein.

Un problème technique non identifié lié à l'amplificateur de puissance a limité les mesures à un niveau de puissance de l'ordre de 8 kW en continu, soit 20% de la puissance théorique.

Quoique tronqués, ces essais sont intéressants à plus d'un titre.

Le conditionnement de la cavité, jusqu'à des niveaux de l'ordre de 60 kW crête à faible cycle utile et jusqu'à 7 kW en continu, est rapide et sans incident majeur, témoignant d'une fabrication et d'un nettoyage soignés.

Sur le plan thermique, aucun point chaud particulier n'est identifié (si ce n'est au niveau du couplage HF), et, autant que la puissance disponible permette d'en juger, les élévations de température sont conformes aux attentes. Le résultat le plus important sur le plan thermique concerne les soufflets en cuivre, qui ne sont pas sujets aux échauffements redoutés.

Sur le plan mécanique, les parois du tube de glissement pour aimant à conducteur plein, trop minces, sont incompatibles avec des niveaux de pression élevés et génèrent un fort décalage en fréquence.

La mesure du champ par spectrographie X livre des résultats parfaitement cohérents. Les champs sont mesurés avec une précision tout à fait satisfaisante compte tenu des conditions opératoires (de l'ordre de 3%), et conduisent à des valeurs conformes à ce que le facteur de qualité mesuré laissait prévoir.

Le vide s'avère également de très bonne qualité, remplissant l'objectif fixé sans même recourir à des joints métalliques de type *Helicoflex*.

Il convient maintenant d'effectuer le bilan de ces essais et de toutes les études présentées dans cette thèse, afin d'envisager toutes les améliorations à apporter pour réaliser une machine complète de 10 MeV. C'est ce dont traite le dernier chapitre.

Références pour le chapitre VI

[1] P.-E. Bernaudin, "**Compte-rendu de tests: quadripôle à conducteurs pleins pour le DTL d'IPHI**", Rapport CEA réf. DSM/DAPNIA/SEA 2000/20 du 31 mars 2000.

[2] H. Klein, "**Basic concepts I**", CERN Accelerator School, RF Engineering for Particle Accelerators, 1992.

[3] G.O. Bolme & al., "**Measurement of RF accelerator cavity field levels at high power from X-rays emissions**", Proceedings of the 1990 Linear Accelerator Conference, pp. 219-222.

Chapitre VII.

Conclusion:

perspectives pour la réalisation d'un linac à tubes de glissement pour accélération de forts courants de protons en continu

VII.1 Bilan général des essais

Les essais décrits au chapitre précédent ont permis de valider certains des concepts choisis pour le DTL et ont mis en relief les faiblesses des autres, ouvrant la voie à des améliorations.

Ceci est particulièrement le cas du tube de glissement pour aimant à conducteur plein et, à un degré moindre, de son quadripôle. Les essais à bas niveau ont mis en lumière un problème d'isolement électrique; les essais à chaud ont démontré que la paroi du tube de glissement était trop mince.

La conception mécanique de l'enceinte et de la liaison entre les tubes de glissement et l'enceinte a, jusqu'au niveau de puissance obtenu, donné satisfaction. Néanmoins, on peut déjà envisager des améliorations, entrevues lors de la phase de conception et soulignées lors de la réalisation.

Enfin, de manière plus générale, il convient de regarder au-delà des problèmes mécaniques ou magnétiques quelles améliorations peuvent être amenées au concept général d'un tel DTL, dans l'optique d'en faciliter la réalisation et d'en améliorer la fiabilité. A ce titre, le problème de l'alignement, même s'il n'a pas été approfondi, reste le problème majeur, et le relâchement des tolérances imposées sur l'alignement magnétique est un enjeu crucial.

VII.2 Perspectives d'améliorations

VII.2.1. Aimants

L'optimisation des quadripôles ayant été particulièrement soignée, la marge de progression est assez mince. Il convient bien entendu de revoir certains aspects liés à la fabrication, en particulier la forme des becs de pôle (à aplatir pour offrir un appui aux conducteurs lors du bobinage), ou, plus difficile, le problème du contournement de la culasse par les conducteurs dans le cas de l'aimant à conducteur creux. L'isolement électrique, en particulier pour l'aimant à

conducteur plein, doit également être revu au niveau du raccord des couches et du passage étanche.

L'aimant possédant le plus fort potentiel d'amélioration est certainement le modèle à conducteur plein. Même si l'on tient compte de la nécessité d'épaissir le cuivrage pour résister à l'usure du temps*, le remplacement du fer par le même alliage Permendur qu'utilisé pour l'autre quadripôle permettrait d'augmenter l'épaisseur des parois du tube de glissement, dont la nécessité ne fait aucun doute, ainsi que les perçages hydrauliques (il s'agit de réduire la vitesse de fluide à ce niveau pour limiter l'érosion). L'avantage le plus important lié au changement de matériau magnétique serait néanmoins le gain d'environ 1 mm sur le diamètre du tube faisceau, peut-être au prix d'une légère augmentation du nombre d'ampères-tours.

Il existe un moyen radicalement différent d'améliorer très sensiblement les performances de ces deux modèles de quadripôles. Il s'agit d'un modèle d'aimant tout à fait original, développé à Berkeley, et baptisé "*laced permanent magnet*" (figure VI-139).

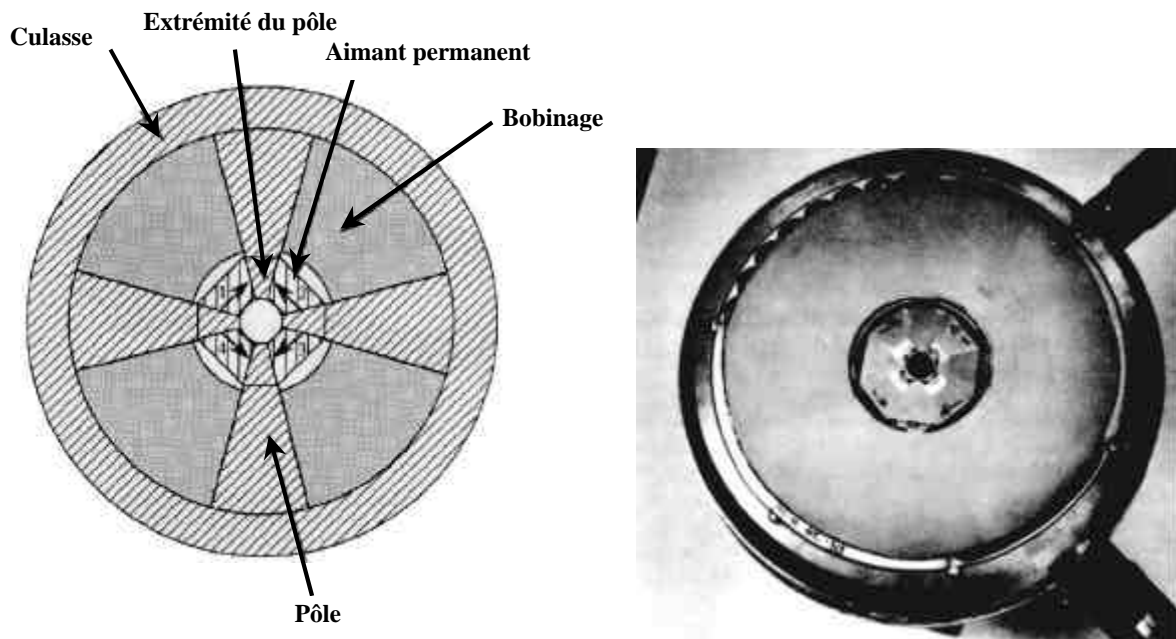


figure VI-139 – Quadripôle type "*laced*".

Ces aimants sont mixtes; c'est-à-dire qu'ils incorporent, en plus de l'électroaimant quadripolaire conventionnel, des petits aimants permanents (samarium-cobalt ou fer-bore-néodyme), placés entre les pôles près de leur extrémité dans une zone inutilisée car trop étroite pour les conducteurs. Mais il ne s'agit pas de superposer directement un gradient issu de ces aimants permanents à celui du quadripôle conventionnel; les aimants permanents ne contribuent pas directement au champ quadripolaire. Le principe, beaucoup plus subtil, est le suivant.

En écrivant l'équation d'Ampère appliquée à un quadripôle (IV.2.2), nous avons obtenu l'équation suivante:

$$G = \frac{2\mathbf{m}_0}{R^2} \left(NI - \int_{fer} \left(\frac{B_{fer}}{\mathbf{m}_r \mathbf{m}_0} \right) \right)$$

* L'épaisseur de cuivrage nécessaire pour une durée de vie de 20 ans serait d'environ 1 mm, obtenu par cuivrage épais suivi d'une reprise mécanique pour obtenir la planéité requise par les faces de référence.

Mise sous cette forme, l'équation souligne le caractère pénalisant du terme de saturation lié au champ dans le fer. Le principe de l'aimant mixte consiste justement à diminuer le terme de saturation en "préchargeant" les pôles à l'aide des aimants permanents. Ceux-ci sont donc orientés de manière à créer dans les pôles un flux contraire à celui induit par le bobinage (cf. les lignes de champ de la figure VI-140); ainsi, le champ dans le fer en fonctionnement est réduit, et comme l'indique clairement l'équation ci-dessus cette réduction du champ dans l'aimant (réduction de la saturation) renforce le gradient. Le flux ainsi induit, guidé par le fer, n'a aucune influence directe sur le gradient.

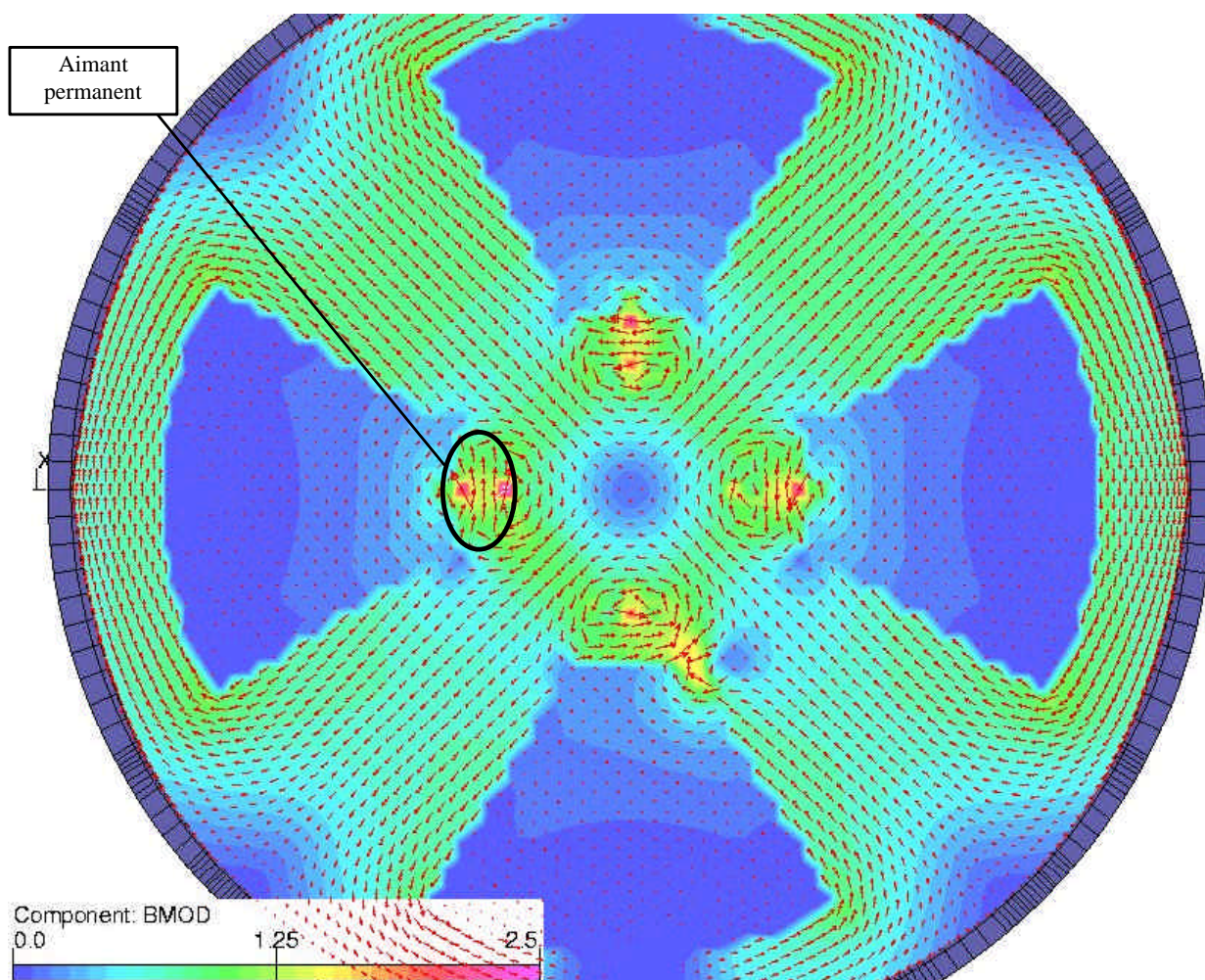


figure VI-140 – Lignes de champ (flèches rouges) dans un quadripôle type "laced".

Le gain en terme de gradient est important, de l'ordre de 20%. Le seul inconvénient est l'impossibilité d'inverser les polarités, puisque le préchargement des pôles ne peut pas être inversé. Pour le reste, ce concept conserve les avantages inhérents aux électroaimants, en particulier la possibilité d'ajuster le champ. La seule limitation théorique de cet aimant mixte est liée au champ de démagnétisation dans les aimants permanents.

Ce type d'aimant a été utilisé avec succès dans les tubes de glissement de l'accélérateur SuperHILAC (Berkeley) pendant toute la durée de vie de la machine (environ 6 ans), sans montrer de défaillance particulière [2].

Des simulations préliminaires réalisées sous TOSCA et appliquées aux quadripôles du DTL d'IPHI indiquent que l'utilisation de tels aimants mixtes permettrait au diamètre du tube faisceau

de passer de 16 à 22 mm (la saturation dans ces aimants étant très forte, le gain est plus important que les 20% usuels). Ils sont parfaitement adaptés à la géométrie des deux modèles (conducteur creux et pleins), les aimants permanents venant se substituer dans le cas de l'aimant à conducteur plein aux pièces de guidage hydraulique entre les becs de pôle.

Il existe donc une méthode permettant d'améliorer les performances des quadripôles de façon très sensible. Le gain en diamètre de tube faisceau obtenu est extrêmement important: il permettrait de relâcher d'un facteur 2 environ les tolérances d'alignement magnétique, un gain absolument considérable à même de faciliter grandement les procédés d'alignement magnétique.

VII.2.2. Conception mécanique

Les phases de réalisation et d'essai ont mis en évidence quelques faiblesses, notamment des tubes de glissement. En particulier, le tube de glissement pour aimant à conducteur plein, même s'il conserve les potentialités les plus intéressantes, nécessite des études mécaniques complémentaires et des modifications.

VII.2.2.1 Tubes de glissement

La conception du tube de glissement pour aimant à conducteur creux, s'il semble le plus mûr, n'offre guère de perspectives d'améliorations. Il est nécessaire d'optimiser à nouveau le passage des conducteurs entre les pôles et la tige support, mais cette optimisation risque de se faire aux dépens de la culasse et donc du gradient.

Le concept du tube de glissement pour aimant à conducteur plein, en revanche, doit être revu sur un point majeur: sa tenue à la pression. Même si les conditions d'essai, extrêmes, n'ont pas grand chose à voir avec ce que seraient des conditions d'exploitation normales, il est clair que ce tube n'est pas conçu pour fonctionner à des pressions de fluide importante (plus de 3 bars); il n'en a d'ailleurs nul besoin. Il convient néanmoins d'épaissir sa paroi, voire d'utiliser des entretoises soudées pour le rigidifier. Outre le gain en tenue mécanique, l'intérêt serait aussi d'allonger les pions de positionnement de l'aimant par rapport au tube de glissement. Les améliorations pouvant être apportées à l'aimant (en particulier l'utilisation de Permendur en lieu et place du fer) rendent ces modifications possibles.

La tige support de ce tube de glissement peut également être redimensionnée. En la rendant plus petite et plus épaisse, on gagne simultanément sur sa rigidité et sur l'impédance shunt de la cavité. Plus important, le gain d'espace ainsi obtenu permet de diminuer le diamètre des brides de fixation des tubes de glissement sur l'enceinte, offrant plus d'espace pour l'assemblage de tronçons de DTL de 2 ou 3 mètres entre eux.

On peut envisager également l'utilisation de Glidcop (cuivre à dispersoïdes, IV.4.1.2) pour le tube extérieur de la tige support des tubes de glissement, comme préconisé par AES, pour améliorer la tenue mécanique vis-à-vis des forces d'attraction et de répulsion des aimants. Ceci serait plus pertinent dans le cas d'une maille FF0DD0 que dans celui de la maille F0D0 actuellement retenue, où les forces des aimants successifs se compensent à peu près.

VII.2.2.2 Enceinte

La conception de l'enceinte tel qu'il a été retenu ne semble pas poser de difficulté notable. Le refroidissement, sous réserve d'essais à puissance nominale, peut être allégé pour tenir compte de l'efficacité du cuivrage. Il serait par ailleurs sans doute intéressant de substituer aux tubes de cuivre brasés des U en acier inoxydable soudés (IV.4.3.2.2) avant cuivrage épais, ce qui allongerait la surface d'échange et améliorerait le contact thermique, contribuant à homogénéiser la température.

L'autre amélioration à apporter concerne les brides d'extrémité. Il est très souhaitable, tant du point de vue de la fabrication que de l'utilisation, de préférer des brides extérieures aux brides

intérieures utilisées sur la maquette. Ceci est de toute façon inévitable pour l'assemblage des éléments cylindriques de l'enceinte de 6 mètres.

Cette amélioration rendrait en particulier plus facile le cuivrage. Pour cette opération, il convient également d'arrondir autant que possible tous les angles, et d'éviter toute protubérance. En particulier, on préférera systématiquement des éléments rapportés et bridés à des éléments soudés pour tous les piquages.

Il convient également de prendre en compte les effets thermo-mécaniques sur la dynamique faisceau. Le seul problème vraiment pris en compte au cours de ce travail concerne les déplacements transverses (désalignements), mais il faut aussi prendre garde aux effets longitudinaux, qui deviennent dominants avec l'allongement de l'enceinte.

En termes de dynamique, une dilatation longitudinale induit des cellules plus longues, d'où un décalage de la phase synchrone. Par ailleurs, la dilatation différentielle du support des tubes de glissement et de l'enceinte (dont sont solidaire les demi tubes d'extrémité) doit être considéré. Si les dilatations sont concentrées sur les deux espaces accélérateurs d'extrémités, il faut les raccourcir à la conception en tenant compte des dilatations calculées. Il faut également en tenir compte pour la fréquence de résonance; la variation de fréquence due à la dilatation longitudinale est au premier ordre proportionnelle à la longueur, ce qui dans l'état actuel conduit à des mégahertz de dérive entre l'état froid et l'état chaud (IV.4.3.4.2).

L'injection de la puissance HF dans la cavité sera également un problème majeur (comme d'habitude...), puisqu'à 8 kW, on a déjà observé des échauffements significatifs.

VII.2.2.3 Vide

Les excellents résultats des tests dans ce domaine conduisent à s'interroger sur la pertinence d'utiliser des joints *Helicoflex*. Le vide requis a été obtenu en présence de HF avec des joints élastomères (certes pas à la puissance nominale, mais il n'y a aucune raison de penser qu'il en soit autrement à 40 kW). L'utilisation de joints élastomères permet plus de souplesse dans la conception mécanique des brides, en particulier sur les pièces en cuivre; les forces de serrage nécessaires étant beaucoup plus faibles, les épaisseurs requises le sont également.

Par ailleurs, même si le conditionnement thermique utilisé dans la gamme de fabrication de la maquette est manifestement adapté aux spécifications, l'utilisation d'un refroidissement par U soudés et non par des tubes brasés permettrait un traitement thermique *après* cuivrage, ce qui contribuerait à augmenter encore un peu la qualité du vide. Compte tenu des résultats obtenus, ce n'est toutefois pas un aspect critique.

VII.2.3. Dynamique faisceau

Du point de vue de la dynamique faisceau, l'objectif principal doit être le relâchement des tolérances d'alignement magnétique qui, en l'état, constituent la principale hypothèque quant à la faisabilité de la machine.

Ce relâchement passe tout d'abord, comme on l'a vu, par un agrandissement du tube faisceau, rendu possible par l'utilisation de quadripôles mixtes. Par ailleurs, en considérant l'alignement non pas par rapport à un axe faisceau fixe et imaginaire, mais par rapport au tube de glissement précédent (alignement progressif et non par rapport à une référence unique), on peut également gagner sur les tolérances sans affecter les propriétés du faisceau [3]. Enfin, compte tenu de l'expérience accumulée lors de la réalisation et des essais, on peut resserrer certaines contraintes pour en relâcher d'autres (par exemple resserrer la tolérance sur les diverses rotations, relativement faciles à respecter, au bénéfice de la translation dans le plan transverse).

Par ailleurs, il faut s'interroger sur la pertinence du choix d'une maille F0D0.

Le choix d'une maille FFDD aurait pour conséquence un faisceau plus grand. La nécessité d'un tube faisceau de plus fort diamètre, néfaste pour les quadripôles, est alors compensée par des gradients requis plus faibles; le changement n'est donc pas d'importance. En revanche, l'utilisation d'une maille FFDD (avec une période de $6\beta\lambda$) permet de libérer un tube de glissement sur trois. En particulier, on a alors la possibilité d'y installer des moniteurs de position et des déviateurs dipolaires, destinés à mesurer et corriger les désalignements du faisceau, ce qui relâche un peu plus les contraintes sur l'alignement magnétique*. L'installation de déviateurs et de moniteurs de position en plus des quadripôles dans la configuration FODO actuelle est envisageable†, mais semble très difficile à mettre en œuvre.

Bien sûr, ce choix nécessiterait une nouvelle optimisation de la dynamique transverse, mais il ne remet pas en cause les dimensions géométriques de la machine, et donc le travail d'optimisation thermo-mécanique déjà effectué. De même, les aimants ne seront pas radicalement différents.

VII.3 Etudes et essais complémentaires

Comme on le voit, l'étude présentée ici demande à être complétée avant de pouvoir déboucher sur la réalisation d'un DTL complet, la première chose à faire étant bien sûr les tests à puissance nominale dès que possible. Des études HF sont par ailleurs nécessaires pour comprendre l'origine de la relative médiocrité du facteur de qualité. Pour ce faire, une simulation 3D de la maquette complète sous SOPRANO semble la solution indiquée.

Dans un deuxième temps, il faudrait choisir de manière définitive la maille de focalisation (FODO ou FFDD), puis effectuer les optimisations nécessaires. On obtiendrait ainsi un nouveau jeu de tolérances, base de tout travail futur.

Une troisième étape consisterait à construire un ou deux nouveaux tubes de glissement, incorporant les modifications techniques identifiées dans cette thèse et celles rendues nécessaires par l'optimisation de la deuxième étape. Un tube de glissement au moins incorporerait un aimant mixte (VII.2.1), afin de s'assurer de ses capacités et de ses limites. Ces tubes seraient ensuite testés sur la maquette existante.

En parallèle, il convient d'étudier l'extrapolation de la maquette à une longueur de 6 mètres. Le principal problème porte sur la mise bout à bout de tronçons de 2 ou 3 mètres, la place disponible étant suffisamment restreinte pour rendre leur assemblage par des brides difficile. A ce stade, les problèmes d'alignement et de mesures magnétiques doivent être étudiés avec précision.

Une quatrième étape semble indispensable; il s'agit de réaliser un prototype HF bas niveau destiné à l'étude des problèmes de post-coupleurs et d'accord en fréquence.

VII.4 Conclusion

Au terme de cette étude, il s'avère que la première étape indispensable menant à la construction d'un linac à tubes de glissement pour fort courants de protons a été effectuée, conformément aux objectifs. Les difficultés propres à une telle machine ont pu être appréhendées très concrètement, permettant d'accumuler une expérience précieuse.

Tous les objectifs n'ont pas pu être remplis. Si cette étude a bel et bien débouché sur le prototype court souhaité, la puissance nominale n'a pu y être injectée, interdisant la mise en

* C'est d'ailleurs le choix qui a été fait pour le projet SNS.

† Au moins dans le cas du tube de glissement pour aimant à conducteur plein; pour l'autre modèle le problème est encore plus compliqué.

œuvre de tous les essais prévus; c'est certainement là que se trouve le principal échec. Néanmoins, les causes en sont bien établies, et surtout des remèdes existent, qui complètent plus qu'ils ne remettent en cause le travail de conception effectué.

Les difficultés rencontrées au cours de cette étude et en particulier lors de la phase de réalisation ne font que souligner à quel point la construction de ce prototype était indispensable. En dépit de toutes ces difficultés, des éléments viables destinés à un DTL de puissance, à savoir des quadripôles, des tubes de glissement et une enceinte, ont été optimisés. Moyennant les modifications nécessaires, ils sont adaptés au schéma de DTL voulu. En ce sens, l'objectif est atteint.

Le bilan de cette étude semble donc globalement positif. Il serait néanmoins abusif de prétendre qu'elle constitue plus qu'un premier pas, qui en appelle d'autres, sur la voie d'un DTL pour forts courants de protons en continu.

Références pour le chapitre VII

- [1] B. Feinberg & al., "**Laced permanent magnet quadrupole drift tube magnets**", Proceedings of the 1989 Particle Accelerator Conference, pp. 375-377.
- [2] Communication privée Ben Feinberg.
- [3] Communication privée Dave Warner.

Résumé — Les accélérateurs de protons de forte intensité posent des problèmes spécifiques liés à la nécessité de limiter les pertes de faisceau. Le problème est plus aigu dans la partie basse énergie (20 MeV et moins) où le transport du faisceau est le plus difficile.

L'accélérateur linéaire à tubes de glissement (DTL) reste la structure de référence pour des énergies de quelques MeV à quelques dizaines de MeV, malgré l'apparition de nouveaux types de cavités. L'objectif de cette thèse est la conception d'un tel DTL pour un accélérateur de protons de forte intensité. A ce jour, aucun fonctionnant en continu n'a jamais été mis en service.

Afin de s'assurer de la viabilité d'un tel accélérateur, un prototype court à quatre cellules, représentatif d'une machine complète sauf pour sa longueur, est conçu, fabriqué et testé dans les conditions de puissance RF nominales.

La conception est rendue complexe par la combinaison de contraintes liées à l'électromagnétisme (HF), à la thermique, à la mécanique, à l'ultravide et aux contraintes de réalisation. En particulier, les problèmes d'alignement des électroaimants sont un facteur crucial, et la fiabilité, aspect généralement secondaire dans le domaine des accélérateurs, est ici primordiale en raison des applications industrielles potentielles.

La conception de cette cavité comprend, en plus de l'enceinte elle-même, celle des électroaimants quadripolaires, dont la faisabilité est un facteur limitant compte tenu de la faiblesse de l'espace disponible. Deux modèles d'aimants et les tubes de glissement associés sont ainsi étudiés et fabriqués pour test dans la cavité prototype.

La partie expérimentale se focalise sur les aspects mécaniques et thermiques, ainsi que sur la vérification des propriétés électromagnétiques de la cavité.

En conclusion de cette thèse, des perspectives d'améliorations techniques et conceptuelles issues de l'expérience acquise lors de la réalisation et des essais sont suggérées, dans l'optique d'une cavité complète.

Summary — High intensity proton accelerators lead to specific problems related to the need to limit beam losses. The problem is more acute in the low energy part (up to 20 MeV) where the beam transport is the most difficult.

The drift tube linac (DTL) remains the reference structure for energies of a few MeV to a few dozens MeV despite the arising of some new cavity types. This thesis' purpose is to design such a DTL for a high intensity proton accelerator. Until now, no such continuous wave cavity has ever been operated.

To ensure the viability of such an accelerator, a short four cells prototype is designed, built and tested under nominal RF conditions. This prototype is fully representative of a complete machine except for its length.

The design complexity comes from the combination of RF electromagnetism, thermal exchanges, mechanics, ultra-vacuum engineering and manufacturing constraints. More specifically, the electromagnets' alignment is a primary factor, and reliability, despite being usually of secondary importance in particles accelerator science, is here a major concern considering potential industrial applications of this machine.

The prototype design includes the cavity itself, but also quadrupole electromagnets whose feasibility is a limiting factor, considering the very small space available to them. Two different magnet types and associated drift tubes are studied and manufactured, to be tested in the prototype cavity.

The experimental part is focused on mechanical and thermal aspects. The electromagnetic properties of the cavity are also checked.

As a conclusion of this thesis, technical and conceptual improvements as suggested by the manufacturing and experimental phases are presented, to be implemented in a complete cavity.