

ニオブ・銅クラッドシームレス超伝導高周波加速空洞の研究

藤野 武夫

博士(工学)

総合研究大学院大学
数物科学研究所
加速器科学専攻

平成14年度
(2002)

目次

第1章 序論	1
1-1 緒言	1
1-2 研究の背景	4
1-3 Nb/Cu クラッドシームレス空洞の利点と問題点	10
1-4 研究目的と意義	11
1-5 本論文の概要	12
[参考文献]	14
第2章 空洞設計と加速管のパラメータ	17
2-1 緒言	17
2-2 円筒空洞の計算	17
2-2-1 直径の決定	21
2-2-2 長さの決定	22
2-3 空洞のパラメータ	23
2-3-1 表皮の厚さ (スキンドープス) (δ)	23
2-3-2 Q 値 (Q)	24
2-3-3 表面抵抗 (R_s)	26
2-3-4 形状係数 (G)	26
2-3-5 シャントインピーダンス (R_{sh})	26
2-3-6 トランジットタイムファクター (T)	27
2-3-7 R_{sh}/Q	27
2-3-8 E_p/E_{acc}	28
2-3-9 H_p/E_{acc}	28
2-3-10 Z	28
2-4 円筒空洞の測定	30
2-5 計算機コード (SUPERFISH) による空洞の計算	32
2-5-1 SUPERFISH による円筒空洞の計算	32
2-5-2 メッシュサイズと共振振動数	35
2-5-3 SUPERFISH による単空洞の計算	37
2-6 結語	39

[参考文献]	41
第3章 超伝導について	42
3-1 緒言	42
3-2 超伝導概論	42
3-2-1 磁界侵入長 (λ)	44
3-2-2 コヒーレンス長 (ξ)	44
3-2-3 平均自由行程 (l)	45
3-2-4 エネルギーギャップ (2Δ)	45
3-2-5 臨界磁界 (H_{c1} , H_c , H_{sh})	46
3-3 表面抵抗の発生	48
3-4 空洞の加速電界の制限	51
3-5 結語	52
[参考文献]	54
第4章 空洞の表面処理方法及び空洞の性能を制限する現象	55
4-1 緒言	55
4-2 空洞の表面処理法	55
4-2-1 機械研摩	55
4-2-2 電解研摩	56
4-2-3 化学研摩	57
4-2-4 熱処理	58
4-2-5 高圧水洗	59
4-2-6 ベーキング	60
4-3 空洞の性能を制限する現象	62
4-3-1 電子電界放出 (フィールドエミッション)	63
4-3-2 共鳴的電子増殖 (マルチパクタリング)	64
4-3-3 サーマルクエンチ	66
4-3-4 Qスロープ	67
4-3-5 水素病 (Q-disease)	68
4-4 結語	69
[参考文献]	70

第5章 超伝導空洞の低温性能測定法	71
5-1 緒言	71
5-2 空洞の低温測定	71
5-3 Q値と加速電界及び表面抵抗	83
5-3-1 空洞のQ値 (Q_0)	83
5-3-2 加速電界 (E_{acc})	86
5-3-3 表面抵抗 (R_s)	87
5-4 結語	88
[参考文献]	89
第6章 現状の空洞製作法とその性能	90
6-1 緒言	90
6-2 溶接構造の従来法による空洞の製作	92
6-2-1 半セル及びビームパイプの製作	94
6-2-2 部品の電子ビーム溶接	96
6-2-3 従来法の製作上の問題点	97
6-3 スパッタリング法 (CERN) による空洞の製作	98
6-3-1 スパッタリング法の製作上の問題点	99
6-4 スピニング法 (INFN-LNL) による空洞の製作	99
6-4-1 スピニング法の製作上の問題点	102
6-4-2 クラック対策	103
6-5 ハイドロフォーム法 (DESY) による空洞の製作	104
6-5-1 ハイドロフォーム法の利点と問題点	108
6-6 各製作法によるニオブバルク空洞の性能	108
6-6-1 従来法による溶接構造の空洞性能	108
6-6-2 スパッタリング法による空洞性能	110
6-6-3 スピニング法による空洞性能	110
6-6-4 ハイドロフォーム法による空洞性能	112
6-7 結語	114
[参考文献]	116

第7章 Nb/Cu クラッドシームレス空洞の性能測定結果	117
7-1 緒言	117
7-2 ニオブと銅の爆着クラッド板	119
7-3 スピニング法によるクラッド空洞の製作とその性能	121
7-3-1 KENZO-2 空洞の性能	125
7-3-2 空洞冷却速度やクエンチの影響による Q 値の低下	126
7-3-3 外部磁場の影響	130
7-3-4 KENZO-8 空洞の性能	135
7-4 ハイドロフォーム法によるクラッド空洞の製作とその性能	140
7-4-1 1NC4 空洞及び 1NC5 空洞の性能	147
7-4-2 1NC2 空洞の性能	150
7-4-3 電解研磨及び化学研磨で処理した空洞の性能比較	151
7-4-4 ハイドロフォーム法により製作した空洞一覧	152
7-5 結語	153
[参考文献]	156
 第8章 HIP クラッド管の試作	157
8-1 緒言	157
8-2 HIP 処理	157
8-3 引抜き伸管	162
8-4 HIP クラッド管の製品調査	169
8-4-1 曲げ試験	169
8-4-2 断面組織観察	171
8-4-3 硬度	173
8-4-4 結晶粒度	174
8-4-5 HIP 引抜きクラッド管の制作費	175
8-5 結語	176
[参考文献]	178
 第9章 爆着クラッド管の試作	179
9-1 緒言	179
9-2 爆発圧接	180

9-3	爆着クラッド管の製品調査	183
9-4	爆着接合法と HIP 接合の比較	186
9-5	結語	187
	[参考文献]	188
第 10 章	KEK のハイドロフォームクラッド空洞の製作	189
10-1	緒言	189
10-2	絞り加工	189
10-3	ハイドロフォーム	192
10-4	銅管のハイドロフォーム試験	196
10-5	クラッド管のハイドロフォーム	202
10-5-1	空洞形状の製作誤差	211
10-5-2	ハイドロフォーム成型の最適条件の決定	212
10-5-3	空洞の性能	215
10-6	結語	218
	[参考文献]	220
第 11 章	クラッド材の材料調査	221
11-1	緒言	221
11-2	圧延性	221
11-3	硬度	222
11-4	機械的性質	226
11-5	結晶粒度	229
11-6	表面応力	229
11-7	界面観察	230
11-8	結語	233
第 12 章	空洞製作コストの評価	234
12-1	緒言	234
12-2	空洞製作コストの評価	234
12-3	結語	236
	[参考文献]	238

第13章 結 論	239
13-1 まとめ	239
13-2 今後の課題と問題点	241
[参考文献]	243
謝 辞	244
論文一覧	246

第1章 序 論

1-1 緒 言

本論文は、最近増々大型化且つ高性能化する超伝導高周波加速器建設に対処し得る、高性能で経済的な超伝導空洞の製作法の研究を示すものである。

超伝導空洞は高周波表面抵抗が非常に小さいので発熱による電力ロスが少なく、また空洞内に大電力を投入できて比較的高電界が得易いので加速器の小型化が可能である等の利点を持つことから KEK のトリスタン等、大規模な加速器施設に実用化された。そして最近では TESLA 計画の全長 33km に及ぶ超伝導リニアコライダー等、増々大型化する傾向にある加速器施設に超伝導空洞が応用されつつある。

このような大型システムに対して、これまで通りの深絞りしたニオブのハーフセルを電子ビーム溶接で接合して組上げる空洞製法を用いれば、溶接欠陥の発生の懸念や材料費と製作費が高額になる点で実現が困難となる。従って性能の良い、且つ安価な新しい空洞製法を開発して対処する必要がある。

このことから、筆者は将来の超伝導空洞の大規模運用に備えた新しい空洞として、ニオブと銅のクラッド管をハイドロフォーム法で一体成型して作る「Nb/Cu クラッドシームレス超伝導空洞」を提案した。本研究はこの空洞の実現に向けて、空洞の製作法を確立することを目的とする。

クラッドシームレス空洞の提案理由は、(1) 厚い銅と薄いニオブのクラッド材にすることで、銀よりも高価なニオブの消費が減り、材料費が削減できる。

(2) ニオブのバルク性が保存されているから、既存のニオブバルク空洞の表面処理技術が適用でき、高性能な空洞が期待できる。(3) 空洞は一体成型のシームレス構造であるから、煩雑な電子ビーム溶接が省けて加工費が削減されると同時に、溶接欠陥が回避されて性能の向上が期待できる。等である。

空洞用材にニオブと銅のクラッド材を用いる発想の原点は、本研究の開始当初に筆者が行ったクラッド材の材料調査(本論文の第 11 章を参照)に於いて、比較的伸び率の小さいニオブを伸び率の大きい銅に張り付けることにより、銅の伸びに追従して、ニオブが銅並みに伸びてニオブの加工性が向上することが判ったことにある(図 11.7 参照)。従って、ニオブと銅のクラッド材を空洞用材にすれば、空洞の成型加工に於いてはほぼ銅材の加工条件が適用でき、工業的に一般的で、空洞の加工が容易であるとの印象を持った。

本研究の主なポイントは空洞用材のクラッド管をどのようにして作るか、また作ったクラッド管を hidrofoam法で如何に空洞に成型するか、の二点である。

筆者のクラッド管製作に関するアイデアは、ニオブ管の周囲を銅管で包み、HIP (Hot Isostatic Pressing) 技術でニオブと銅を接合してサンドイッチ構造のクラッド素管を作り、これを引き抜き技術で伸管して hidrofoamで空洞に成型するのに適したサイズに仕上げると云うものである。具体的には外径 195mm、肉厚 15mm、長さ 670 mm の Cu/Nb/Cu 三層サンドイッチ構造のクラッド素管を、2000 気圧、800℃のアルゴンガスの HIP 条件でニオブと銅を接合したものを、一般的な銅の引き抜き技術でダイスを通して伸管して外径 138 mm、肉厚 3 mm、長さ 3000mm のクラッド管を完成させた。1300MHz の 9 セルに必要なクラッド管の長さは 2000mm なので、筆者のアイデアで長尺クラッド管の製作ができることが実証された。この時の HIP 条件は筆者が予め測定して調べたもので、銅の母材の引っ張り強さ以上の接合力が得られるものである (図 8.1 参照)。また引き抜きに関しては、クラッド素管を外から見れば銅管と見なせることから銅の伸管条件に準じ、引き抜き回数 19 回、中間アニール 3~4 回、1 回当たりの断面積減少率 (Reduction/Pass) 平均 9.3% で伸管した。

サンドイッチ構造にした理由は銅の伸びに追従してニオブが伸びて加工性が上がることと、HIP 時の高温ガスによるニオブ材の劣化を防ぐことからである。筆者は HIP によるニオブ材の劣化について調べたが、この結果例えば裸のままニオブを HIP すると、RRR と云う純度の評価から云えば、RRR の値が 60% 近く落ちる。しかし銅で包めば RRR 値の落ちを 20%程度に抑えることができる (表 8.1 参照)。あるいは、ニオブの断面を表面から断層的に硬度を測って見ると、裸の場合は表面から 0.7 mm の深さまで、不純物が拡散して劣化を起こして硬くなっている。一方銅で包むと断面の硬度は変化なく一様で劣化を起こしていないことが判った (図 11.6 参照)。

次ぎに hidrofoam法による空洞成型に関してであるが、筆者がシームレス空洞の開発研究を始めたときに爆発成型の実験を行った。この結果、張出し成型について二つの重要なことを学んだ。第一に、材料を膨らますと共に、膨らみで不足した分を、管軸方向に押し込んで材料を供給しないと破断すると云うことである。第二に、伸び率が大きくなるような大きな膨らみを得ようと

すると破断する。従って、空洞赤道部の径とアイリス径の中間程度の径の管を選び、半分内側に絞って、そして半分外側に膨らまして伸びの量を少なくすることが大事であると云うことである。この教訓を筆者が独自に開発した hidrofoam法に取り入れた。

独自に開発した hidrofoam法は膨らましの量を少なくするために、加工管の径を空洞の赤道部とアイリス部の径の中間の径に設定して、外側を絞ってビームパイプを作り、そして内側を hidrofoamで膨らましてセル部を作る。従って、空洞の成型にはビームパイプの径に絞る技術と hidrofoam法でセルに膨らます二つの技術が必要で、これらをそれぞれ独自に開発した。

先ずビームパイプの絞り方であるが、スエーピング法や三本ローラーで絞る方法を試したが、スエーピング法ではニオブと銅の剥離、アイリス部の座屈、加工温度の上昇の問題が生じた。また三本ローラーで絞る方法では多角形に絞れたり、亀裂を生じたりして問題があった。最終的にたどりついた方法は回転絞りである。これは一種のスピンニング技術で、回転成型機（旋盤に類似）の回転軸に加工管を取り付け、回転している加工管に円盤ローラーを押し当てて絞る方法である。この方法は冷間加工で温度上昇も少なく、材料劣化はない。またマルチセルの絞りにも応用できる。絞り加工では外径 138mm の加工管の両側をビームパイプの径 85mm に絞る。絞り回数は 14 回で、一回の絞り量は半径で約 2mm である。絞り残しの部分を加工長と云い（図 10.1 参照） hidrofoamで膨らまして空洞セルに成型する部分である。加工長は hidrofoamでの一つの重要な成型条件となるので、最適な加工長を探すことが hidrofoam成型の鍵である。実験的に求めた L-バンド空洞の加工長は 185 ± 2 mm であり、かなり精度良く絞り加工を行う必要がある。加工長の目安は、加工長の部分の体積が、減肉を伴った hidrofoamで成型したセルの体積に等しいとして計算できる。

hidrofoam成型の方法は絞り加工したクラッド管の中に油を充填して圧力を負荷して膨らますと同時に、成型の金型で加工管を管軸方向に押し込んで、材料を供給しながら成型する。hidrofoam成型のポイントは管内にかかる圧力と管を押し込むバランスを取ることである。hidrofoam成型には 160ton の門型プレスを用い、これに筆者が設計製作した成型の金型を取り付け、更に膨らみ量と押し込み量を計測する装置を取り付けて成型状態が判るように工夫した。トライアンドエラーの結果、成型条件の最適値として、加

工長 $185 \pm 2\text{mm}$ 及び管内圧力 $70 \sim 80\text{kg/cm}^2$ を探し求めた。これにより、HIP クラッド管と爆着クラッド管の両方の空洞成型に成功し、筆者が開発したハイドロフォーム成型による空洞製作法を確立した。

1-2 研究の背景

1960年代に開発が始まった超伝導高周波加速空洞の歴史は今や40数年が経過した。超伝導空洞の開発は、超伝導状態の空洞壁の電気抵抗が小さいので、高周波電流による表面発熱が常伝導空洞に比べて小さく、高い加速電界と連続運転(CW)による高効率を得られることから始まった。初期の1965年にはスタンフォード大学に於いて銅の内面に鉛メッキした2856MHzの3連の超伝導空洞が作られて電子が加速された。この空洞は2Kに於いて、加速電界は5.5MV/m、またQ値は 1.5×10^7 であった[1-1]。その後、1980年代の後半に超伝導空洞は高電界と高い運転効率が要求されたKEKのTRISTAN[1-2]をはじめ、CERNのLEP[1-3]やDESYのHERA[1-4]等の大型ストレージリングに応用された。更に、CEBAFの原子核実験用リサーキュレーションリニアックに応用され、1497MHzの5連空洞が2Kで運転された[1-5]。

TRISTAN以降、超伝導加速器は主に二つの大きな方向に進んだ。その1つはKEKB(KEK B-factory)[1-6]やCESR(Cornell Electron Storage Ring)[1-7]のストレージリング型のコライダーで、CP対称性の破れの実験のような希少な物理現象の観測に必要な大量のB中間子を生成するために、大電流(1アンペア)のビームを加速してルミノシティー(衝突頻度)を高めた装置である。2つ目はDESYを中心としたリニアコライダーのTESLA(TeV Energy Superconducting Linear Accelerator)計画で、新粒子探索のためのエネルギーフロンティアを目指した500GeVからTeV領域の線形加速器である[1-8]。この計画ではストレージリングのような円軌道の曲げによるビームロスをなくすために線形加速器が用いられる。線形加速器で粒子を高いエネルギーに加速するには、周回して何度も加速するリング状の加速器と異なり、粒子の通過する各場所々で一回のみの加速であるから、数多くの高電界の空洞を直線的に配置する必要があり、加速器の全長が長くなる。TESLAは16.5kmの長さの直線加速器を2基対向させた全長約33kmに及ぶ電子と陽電子の超伝導リニアコライダーで、これには25MV/m以上の加速電界と、 8×10^9 以上のQ値が得られる高性能な空洞が要求される可能性があり、1.3GHzの9セルの空洞が2万

台使われる予定である。

この他の方向として自由電子レーザー (FEL : Free Electron Laser) への応用があり、Jefferson Lab では超伝導を用いた平均出力 1700W の FEL が成功している[1-9]。また DESY や JAERI でも FEL が稼動している[1-10][1-11]。更に、600MHz の 5 セル空洞を 300 台使用する JAERI/KEK のジョイントプロジェクト [1-12]や 805MHz の 6 セル空洞 (32 cryomodules) を用いる Jefferson Lab/SNS (Spallation Neutron Source) [1-13]のような中性子科学のための超伝導陽子リニアックへの方向がある。

一方超伝導空洞の歴史と共に、空洞の Q 値と加速電界に関する性能面も大きく向上し、今やニオブバルク単空洞では理論的限界に近い加速電界に達するようになった。空洞の性能は主に使用するニオブ材の品質と空洞の表面処理技術に関係し、このために高電界を実現するためのニオブ材の高純度化と表面欠陥の無い滑らかな清浄な空洞表面を作る表面処理法の研究が行われてきた。

一般にニオブ材は RRR (Residual Resistance Ratio) の値で評価される。RRR は電気抵抗の測定により求めるが、ニオブが 9.3K で超伝導状態になり DC 測定では抵抗が 0 (零) になるので、我々は (1.1) 式のように 4.2 K の代わりに超伝導転移温度直前と常温の電気抵抗値の比で定義している。

$$RRR = \frac{\rho(293K)}{\rho(9.3K)} \quad (1.1)$$

またニオブ材の RRR は H.Padamsee[1-14]により (1.2) 式で与えているように、4.2K では熱伝導率 (λ) は RRR に比例して RRR 値の大きい程、熱伝導度は高い。従って、4.2K での熱的な超伝導破壊を抑制するには RRR 値の高い、熱伝導度の大きいニオブ材を使用して空洞の発熱を効率的に液体ヘリウムで冷やすことである。

$$RRR=4 \cdot \lambda(4.2K) \quad (1.2)$$

更に RRR は酸素 (O)、窒素 (N)、炭素 (C)、水素 (H) 等の格子間不純物の量に依存し、(1.3) 式で示される[1-14]。

$$\frac{1}{RRR} = \frac{O}{5580} + \frac{N}{4230} + \frac{C}{4380} + \frac{H}{2640} + \frac{Ta}{1140000} + (\dots) \quad (1.3)$$

ニオブ材はニオブのパウダーを電子ビームで溶解して作るが、高純度化して RRR 値を上げるためには繰返し何回も溶解する[1-15]。現在では RRR200 のものが安定に生産されている。材料の純度が上がったことで 4.2K での熱伝導度が大きくなり、表面欠陥の存在で熱的に超伝導状態が破壊されてクエンチに至る現象 (Thermal instability) が抑制され、空洞の高性能化につながった。

また超伝導状態では常伝導に比べて空洞の表面抵抗が非常に小さい (1300MHz、2K に於いて 10nΩ 前後) ので、空洞の性能はニオブ材の品質の他に、空洞製作時の加工変質層やクラック等の表面欠陥、及び溶接欠陥、更にごみや汚れ等、空洞内面の状態に大きく依存する。そのために多くの表面処理の方法が研究され、これまでに表面欠陥のない清浄な表面にするための処理の方法が追求されてきた。空洞の表面処理にはバフ研磨やバレル等の機械的研磨、電解研磨 (EP)、化学研磨 (CP)、熱処理、超純水による高圧水洗 (HPR)、ベーキングがあり、必要に応じてこれらを組み合わせて適用する。これらの機械的研磨、化学研磨、電解研磨等による空洞表面の改善でクエンチが抑制されて 2K での高電界が達成された。また超純水を用いた高圧水洗 (HPR) の導入やクリーンルーム内での空洞の組み立てによりゴミが排除されて清浄な空洞表面が得られ、電子電界放出 (フィールドエミッション) の原因となる種が除去されて、加速電界と共に増加して高周波電力を消費して Q 値を減少させるフィールドエミッションが減少し、高電界が得られるようになった。この他に空洞の性能を制限する現象として、フィールドエミッション等で発生した電子が空洞壁に衝突して、その表面から放出された二次電子が空洞内の電磁界で曲げられ再び表面に衝突し、衝突を繰返すごとに電子を増殖する共鳴的電子増殖 (マルチパクタリング) があるが、これに対しても清浄な表面を作りフィールドエミッションの発生を抑制してマルチパクタリングの誘発を防ぐと共に、二次電子放出係数を減らすための空洞表面の酸化膜除去や、マルチパクタリングが起り易い円筒空洞のコーナーを球形や楕円形状に空洞形状を改良して二次電子放出を抑制する等、空洞の性能向上のためのいろいろな対策が講じられてきた。

現在では、RRR200 程度のニオブ材を用い深絞り成型したハーフセルを電子ビーム溶接して作るこれまでの一般的な方法 (以下、従来法と云う) で製作し

た空洞については、溶接の信頼性が向上したことと、これまで研究されてきた表面処理の方法を適用することで高加速電界と高い Q 値が達成されて、完成度の高い空洞と云える。しかしながら、TESLA のような大規模な計画に対してこれまで通りの従来法によるニオブバルク空洞で対処すれば、空洞の製作だけでも、総溶接距離が 180km に達する溶接作業や 700ton にも及ぶ銀よりも高価なニオブ材の消費を伴うので経済的にも、また溶接欠陥の発生確率からも現実的でない。従って計画を実現させるためには、高電界化と経済性を兼ね備えた新しい空洞製作の方法を考えなければならない。

最近 TESLA 計画に向けて、製作費の高騰と溶接欠陥の原因となる電子ビーム溶接工程を省いたシームレス空洞に注目し、KEK、DESY、INFN-LNL でその加工方法を研究している。シームレス空洞の加工開発を最初に手掛けたのは Cornell[1-16]と CERN[1-17]で、1980 年代にそれぞれニオブ管と銅管にハイドロフォーム法を適用して空洞の成型を行った。Cornell ではニオブの S-バンドの 2 連まで成型したが実用化には至っていない。また CERN では銅の 352MHz サイズの 4 連空洞のハイドロフォーム成型に成功している。更に 1980 年来 CERN ではニオブ材を減量する工夫として、熱伝導度の高い銅の内面にスパッタリング法によりニオブの薄膜を成膜して超伝導空洞を作る方法を開発している。そして"Niobium Sputter-Coated Copper Cavities" は LEP - II に実用化された[1-18]。しかしスパッタリング法による空洞は粒界の問題で高電界での Q 値の低下がある。最近の 1.7K での測定では、加速電界 15MV/m で 1×10^{10} の Q 値が、20MV/m の加速電界では 4×10^9 に落ち、そして加速電界は 21MV/m に制限されている [1-19]。この性能は TESLA で要求されている条件を満たしていない。

INFN-LNL ではニオブ板や深絞りで作ったニオブのシームレス管をスピニング成型でビームパイプと共に空洞本体を一体加工してシームレス空洞を作る方法を研究している[1-20]。共同研究の元でこの方法で製作した 3 台のニオブバルク空洞 (KENZO-4、KENZO-5、KENZO-6) を KEK で表面処理して低温測定した結果、それぞれ加速電界は 32MV/m、38MV/m、39MV/m に達し、また最大 Q 値は $4.7 \sim 5.2 \times 10^{10}$ が得られた。また筆者等の提案により、クラッド材からこの方法で製作したシームレス空洞 (KENZO-8) は KEK で表面処理して測定した結果、加速電界 30.4MV/m、Q 値 4.2×10^{10} を得て、Nb/Cu クラッドシームレス空洞の有望性を確かなものにした。しかしこの方

法はニオブ表面に多数のクラックが発生するために、この性能に達するのにクラック除去や表面処理のためのバレル研磨及び電解研磨や化学研磨の総研磨量が約 500~800 μm 程度必要だったことや、空洞の肉厚分布が均一でない（セル部でのばらつき 0.4~0.5mm）等の欠点があることが筆者の測定から判った。

DESY では 1989 年に、ニオブと銅の爆着クラッド材から成る溶接構造のパイプクーリング形式の単空洞を発表している[1-4]。これについては加速電界 9MV/m が得られたが、熱起電力が原因してクエンチ後に性能が落ちることから、その後の開発は行われていない。しかし最近では Nb バルクのシームレス管を hidrofoam 法で一体成型してシームレス空洞を作る開発を行って[1-21]、共同研究の基で製作された Nb シームレス空洞の代表的な性能は、KEK で電解研磨を実施して Jefferson Lab で測定したもので、加速電界が 42MV/m で、Q 値は 1.5×10^{10} が得られている。また同シリーズの Nb シームレス空洞を KEK で測定した結果は、加速電界が 34MV/m で、Q 値は 5.2×10^{10} が得られた。

これら INFN-LNL のスピニング法や DESY の hidrofoam 法によるシームレス空洞は高電界に達することが立証され、加工面での簡素化と目標の性能は達成されたが、ニオブバルク材を使用している限りでは材料費の削減がなされていない。この点を改めて筆者はクラッド材を使うことを提案した。

KEK では TESLA 計画の初期の段階からこの準備研究として、溶接構造の従来法による L バンド (1.3GHz) の Nb バルク空洞の製法と空洞の高電界化のための表面処理法の研究を行ってきた。その成果として、1996 年に RRR200 のニオブ材を用いて製作した単空洞の表面を、機械研磨 (バレル) 10 μm 、電解研磨で約 120 μm 、水素脱ガスのための 800°C でのアニールを 5 時間、高圧水洗の処理をして、理論値に近い 40MV/m の加速電界を得た[1-22]。また、このような高電界は、KEK のオリジナルな表面処理法である電解研磨を加えることで達成でき、化学研磨だけでは達成されないことを確かめた[1-23]。

この一方で KEK では、これまでの溶接構造の空洞よりも製作費が安くニオブバルク並みの高電界が得られる空洞を作るための方策を模索した。高電界で安価な空洞開発の基本的な理念は、これまでのニオブバルク空洞で研究されてきた表面処理の方法が適用できるようにニオブバルク性を持たせることと、煩雑な電子ビーム溶接作業を省けるようにシームレス化にすることである。このために、ニオブと銅のクラッド材を一体成型してシームレス空洞を作る方法

を具体化する研究を開始した。

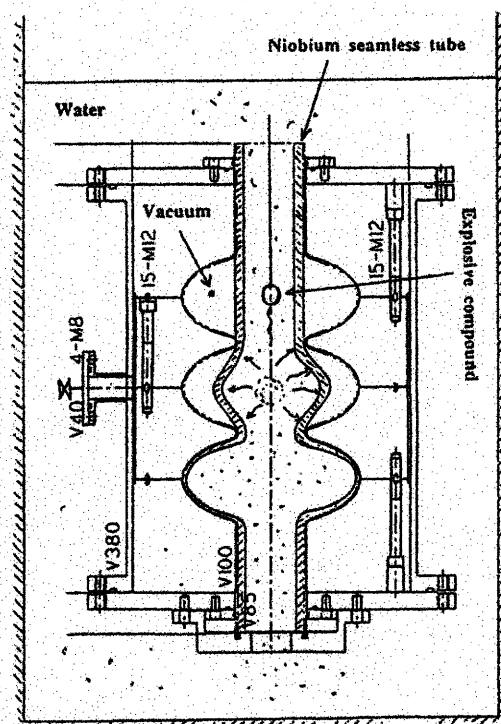


図 1.1 KEK が試みた 3 セル空洞の爆発成型

初期（1994 年）には高速塑性加工が難加工性のニオブ材に適していることに着目し、銅管による 3 セル空洞の爆発成型を実験した[1-24]。筆者はこのための成型治具を設計した。治具は分解可能な組立て式で、4 層重ねのハーフセル空洞型を外筒で覆う構造である。また成型時の加工管が型に良く馴染むように、加工管と型の間隙を真空排気する構造である。成型は治具の中心に加工管（銅管）を挿入して真空ポンプで加工管と型の間隙を排気する。そして水中で、加工管の軸芯に沿って仕込んだ線状の火薬を下の方から爆発させて、成型する（図 1.1）。しかし、この方法は材料が空洞型のアイリス部で拘束されるために各セルに材料の送り込みがなく、一方的な管の張出しだけとなり、アイリス部で亀裂を生じて成功には至らなかった。この実験から、材料を成型するのに二つの重要なことを学んだ。その一つは、膨らみにより材料が不足して破断するので、膨らまずと共に管を軸方向に押し込んで材料を供給する必要があると云うことと、二つ目は、材料の伸びの限界を超えないように、大きな膨らみを与えないような管の径を選ぶことが重要で、それには空洞の赤道部の径とアイリ

ス部の径のほぼ中間の径の管に対して、絞り加工でビームパイプを作り、膨らまし加工でセルを製作する方法でなければならないと云うことである。この考え方は KEK が独自にハイドロフォーム成型法を開発した時にフィードバックされた。

次に KEK、INFN-LNL、DESY、Jefferson Lab の国際共同研究として、筆者が提案した Nb/Cu クラッドシームレス空洞の可能性や問題点を早期に見極めるために、INFN-LNL のスピニング技術と DESY のハイドロフォーム技術でそれぞれ製作した Nb/Cu クラッド・シームレス空洞を KEK で測定して原理実証を行った。また Jefferson Lab でもこれらの空洞を測定した。

この結果、第 7 章で述べるように Nb/Cu クラッドシームレス空洞の有望性が明確になったので、KEK 独自で Nb/Cu クラッド管からハイドロフォーム法でシームレス空洞を作る方法の開発を行った[1-25]。これは HIP (Hot Isostatic Pressing) 処理や爆着で接合した大径で厚肉な Nb/Cu クラッド素管を、引抜き伸管の技術で製管して、ハイドロフォーム加工に適合するサイズのクラッド管材を大量生産で供給し、これを成型してシームレス空洞を量産する方式で、ニオブバルク性の保存と空洞のシームレス化、及びニオブ材の減量を結びつけて、高電界化と製作費削減を目指した KEK 独自のアイデアである。これまでに引抜き伸管による HIP クラッド管の製作実験と爆着クラッド管の接合実験を行った。そして、これらのクラッド管を用いてハイドロフォームによるクラッド空洞の成型実験を行った。これらの実験に用いた成型治具の設計は筆者が行った。

1-3 Nb/Cu クラッドシームレス空洞の利点と問題点

これまでのニオブバルク空洞で用いられている表面処理の方法を適用して高電界を得るために、ニオブバルク性を残しつつ材料費削減のためにニオブを減量する。そして薄肉のニオブの機械的強度を保つために、肉厚の高い熱伝導度を持った銅をニオブに接合して Nb/Cu クラッド材を作り、これを一体成型してシームレス空洞を製作する。このような空洞では次ぎのような利点がある。

(a) ニオブのバルク性が保存されているから、これまでのニオブバルク空洞で開発された表面処理の技術が適用でき、ニオブ空洞並みの高電界が期待できる。

(b) ハイドロフォームによる一体加工のシームレス空洞であるから溶接欠陥

の不安が解消される。

(c) 厚肉の銅に薄肉のニオブを接合したクラッド材にすることで、銀より高価なニオブ材の消費量が減り材料費が下がる。

(d) 煩雑な電子ビーム溶接工程がないから製作時間が短縮でき、製作費が下がる。

(e) ニオブ表面の発熱に対して、高い熱伝導度を持つ銅が主に熱伝達を担うので、熱的な超伝導破壊が抑えられ、高電界が期待できる。

(f) 厚肉の銅が空洞の機械的強度を保つので、高電界でのローレンツデチューニングに対処できる。(ニオブバルク空洞ではローレンツ力による周波数変化を小さくするために、空洞の肉厚を増やす代わりに補強リブを空洞の外面に電子ビーム溶接して設けることで対処している。)

一方、問題点として、クラッド材特有の熱電対効果による空洞性能の低下現象を持つ。これは空洞冷却時やクエンチ時の温度不均一性が原因して熱起電力を発生し、この電流が超伝導状態に移った際にトラップされる。この結果電流が作る磁束が一部の常伝導部分にピン止めされるが、この磁束が高周波電流と相互作用して表面抵抗を増加させることで空洞の性能を低下させる。クラッド空洞の性能向上のためにはこの問題を解決することが今後の課題として残されているが、当面は超伝導状態の空洞を温めて一旦常伝導状態に戻し、トラップされていた熱起電流を消滅させた後に再び超伝導状態に冷却する操作で、性能の低下を防いでいる。具体的には空洞をウオームアップして、10K 以上で約 5~10 分程度保持した後、再び 4.2K に冷却する。

1-4 研究目的と意義

超伝導空洞の製作に関して、ニオブバルク単空洞の性能は既に理論的境界に達した。後はこの性能を維持しつつ、いかに超伝導空洞を安く作るかを追求することが残された課題である。

このために本研究では新しい発想として、ニオブバルク空洞の優位性を残すための薄肉のニオブと熱伝導の良い厚肉の銅を接合したクラッド材を一体加工し、シームレス化により電子ビーム溶接を省き、高性能を維持すると共に材料費と加工費の低減を計った空洞を作ることを提案した。提案の正当性を立証するために、KEK と INFN-LNL、DESY、Jefferson Lab の共同研究によりハイドロフォーム法及びスピニング法で加工したクラッドシームレス空洞を低温

測定して、その性能を評価する。

また 1.3GHz の 9 セル空洞に対応できる長尺のクラッド管の製法として、HIP 接合による Cu/Nb/Cu の三層構造の厚肉素管を引き抜き法で伸管することを提案した。これの製作実証試験として溶接ニオブ管の内外を銅管で包み、三層管の両端を電子ビーム溶接で密封して HIP 接合して厚肉素管を作り、これを引き抜き伸管して技術的な問題や経済的問題を検討する。更に HIP 接合以外のクラッド法として爆発圧接によるニオブ管と銅管の接合試験を行い、長尺爆着クラッド管製作の足掛かりとする。そして、HIP 接合管と爆着管をハイドロフォーム法で空洞の加工実験を行い、これらの材料の成型性を調べる。また本研究で提案した空洞製法のコスト評価を行う。

これら一連の研究の成果は高性能で且つ経済的な超伝導空洞の製法のノウハウとして、将来の大規模な加速器建設に寄与できることに意義がある。

1-5 本論文の概要

本論文の構成は以下のように 13 の章から成る。

第 1 章で TRISTAN 以降の超伝導高周波加速器の動向を述べ、増々高性能化且つ大型化しつつある情勢から、性能的にも経済的にも大規模な加速器の建設に対処できる超伝導空洞として、銅とニオブのクラッド材から成るシームレス空洞の実現を提案し、この空洞の正当性を早期に実証するために行った KEK、INFN-LNL、DESY、Jefferson Lab の 4 研究機関との国際共同研究の結果について述べる。また本研究の目的及び意義について述べる。

第 2 章では空洞を製作するに当り、重要な空洞のパラメータを理解するために、共振振動数 1300MHz の TM_{010} 波に於ける円筒空洞に関する Q 値や表面抵抗等を計算で求め、これらの値と SUPERFISH プログラムを用いた計算機で計算した結果と比較しことをにつて述べる。また共振振動数について、解析値と測定値及び SUPERFISH の値の比較を示す。SUPERFISH に関して、メッシュサイズと共振振動数の変動を調べたことや、L バンドの単空洞の各パラメータの値を SUPERFISH で計算した結果について示す。

第 3 章は空洞製作の立場からマイスナー効果や完全導電性等、超伝導の一般知識をまとめる。また、超伝導高周波空洞の加速電界を制限する原因が臨界磁界であることを述べる。

第 4 章では空洞製作技術に欠かせない空洞の表面処理の方法について述べる

とともに、空洞の性能を制限する現象を説明して、これを取り除くための表面処理の方法を示す。

第5章では超伝導空洞の性能測定法を説明し、空洞の低温試験方法について詳細に述べる。

第6章では提案した空洞の優位性を示すために、深絞りと電子ビーム溶接で製作する従来法、スパッタリング法、スピニング法、ハイドロフォーム法の各空洞の製作法を紹介し、それらの製作上の問題点を指摘する。そして、これらの方法で製作したニオブバルク空洞（スパッタリング法を除く）の典型的な Q 値と加速電界の例を示す。

第7章では KEK、INFN-LNL、DESY、Jefferson Lab の共同研究に於いて、ニオブと銅の爆着クラッド材からスピニング法及びハイドロフォーム法で製作したシームレス空洞の性能測定の結果を示す。爆着クラッド管をハイドロフォーム法で製作した空洞（1NC2）は加速電界が 40MV/m、Q 値が 2×10^{10} を得て、筆者の提案する空洞が高電界に達することを立証する。また、スピニング法によるクラッド空洞（KENZO-2）の外部磁場の測定結果を示す。

第8章は将来の9セル空洞に必要な長尺クラッド管の量産を目的として、HIP 接合による Cu/Nb/Cu の3層構造の厚肉クラッド素管を引抜き法で伸管して長尺のクラッド管を製作する方法を筆者は提案した。この章ではこの製作試験に関する詳細を述べる。そして、この方法の問題点や経済効果を示す。

第9章「爆着クラッド管の試作」この章ではクラッド法の比較検討の目的で行った HIP 接合とは別のクラッド法の爆着によるクラッド管の接合試験について説明する。

第10章では KEK が独自に開発したハイドロフォームによるクラッド空洞の製作について述べる。そして試作した空洞の低温測定の結果を示す。

第11章ではクラッド材の圧延性、機械的性質等を調査した結果について報告する。

第12章ではニオブと銅のクラッド管をハイドロフォーム法で加工した場合の9セル空洞の製作コストは溶接構造の従来法の 1/3 であることを示す。

第13章では本論文のまとめと今後の課題について述べる。

[参考文献]

- [1-1] H.A.Schwettman, et., al., "Measurements at High Electric Field Strengths on Superconducting Accelerator Cavities" Proc. of the 5th Int. Conf. on High Energy Accelerators, Frascati, September 9-16, 1965, p.690-p.692
- [1-2] Y.Kojima, et., al., "Superconducting RF Activities at KEK" Proc. of the 4th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, August 14-18, 1989, Vol.1 p.85.-p.95.
- [1-3] C.Arnaud, et., al., "Status Report on Superconducting Nb Cavities for LEP" Proc. of the 4th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, August 14-18, 1989, Vol.1 p.19.-p.35.
- [1-4] B.Dwersteg, et., al. "RF Superconductivity at DESY" Proc. of the 4th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, August 14-18, 1989, Vol.1 p.65-Pp73.
- [1-5] B.Almeida, et., al., "RF SUPERCONDUCTIVITY AT CEBAF" Proc. of the 4th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, August 14-18, 1989, Vol.1 p.1.-p.18.
- [1-6] T.Furuya, et., al. "RECENT STATUS OF THE SUPERCONDUCTING CAVITIES FOR KEKB" Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, New Mexico USA, November 1-5, 1999, Vol.1 p.31-P.36.
- [1-7] S.Belomestnykh, et., al. "OPERATING EXPERIENCE WITH SUPERCONDUCTING RF AT CESR AND OVERVIEW OF OTHER SRF RELATED ACTIVITIES AT CORNELL UNIVERSITY" Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, New Mexico USA, November 1-5, 1999, Vol.1 p.24-P.30.
- [1-8] D.Proch for the TESLA Collaboration, "Status of the TESLA Test Facility (TTF)" Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Abano Terme, Italy, Oct 6-10, 1997, Vol.1 p.145.
- [1-9] G.R.Neil, "HIGH POWER FELS DRIVEN BY SUPERCONDUCTING LINACS" Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, New Mexico USA, November 1-5, 1999, Vol.2 p.593-P.601.
- [1-10] A.Matheisen, "STATUS OF THE SUPERCONDUCTIVITY ACTIVITIES AT DESY" Proc. of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001, p.25.

- [1-11] N.Ouchi, "SUPERCONDUCTING RF ACTIVITIES AT JAERI" Proc. of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001, p.35.
- [1-12] K.Hasegawa, et, al "SYSTEM DESIN OF SUPERCONDUCTING LINAC FOR THE HIGH-INTENSITY PROTON ACCELERATOR PROJECT (KEK/JAERI JOINT PROJECT) " Proc. of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001, p.148
- [1-13] G.Ciovati, et., al. "SUPERCONDUCTING PROTOTYPE CAVITIES FOR THE SPALLATION NEUTRON SOURCE (SNS) PROJECT" Proc. of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001, p.124
- [1-14] H.Padamsee, et., "RF Superconductivity for Accelerators", A Wiley-Interscience Publication, JOHN WILEY & SONS, INC.
- [1-15] H.Umezawa, et., al., "DEVELOPMENT OF NIOBIUM FOR SUPERCONDUCTING CAVITIES", Proc. of the 23th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tsukuba, Japan, September 16-18, 1998, p.271-p.273.
- [1-16] J.Kirchgessneret, et al., "FABRICATION OF SUPERCONDUCTING NIOBIUM RADIO FREQUENCY STRUCTURES", IEEE Transaction on Nuclear Science, Vol. NS-30, No.4, August 1983, p.3351-p.3353.
- [1-17] C.Hauviller, "FULLY HYDOFORMED RF CAVITIES", Paper presented at the 1989 Particle Accelerator Conference, Chicago, March 20-23, 1989.
- [1-18] J.P.H.Sladen, "STATUS OF SUPERCONDUCTING CAVITIES IN LEP" Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Abano Terme, Italy, Oct 6-10, 1997, Vol 1 p.116.
- [1-19] C.Benvenuti, et al., "HIGH-Q, HIGH GRADIENT NIOBIUM-COATED CAVITIES AT CERN", Proc. of the 9th Workshp on RF Superconductivity, Santa Fe, USA, November 1-5, 1999, Vol. 1, p.6-p.9.
- [1-20] V.Palmieri, "SPINNING OF TESLA-TYPE CAVITIES: STATUS OF ART" , Proc. of the 9th Workshp on RF Superconductivity, Santa Fe, USA, November 1-5, 1999, Vol. 2, p.532-p.537.
- [1-21] H.Kaiser, et al., "ADVANCES AT DESY IN HYDRO FORMING OF TESLA CAVITIES" , Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, USA, November 1-5, 1999, Vol.II, p.538-p.541.
- [1-22] M. Ono, et., al. "ACHIEVEMENT OF 40MV/M ACCELERATING FIELD IN

L-BAND SCC AT KEK", Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Abano Terme, Italy, Oct 6-10, 1997, Vol 3 p.472.

[1-23] K.Saito, et al., "Superiority of Electropolishing over Chemical Polishing on High Gradients", Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Abano Teme (Padova), Italy, October 1997.

[1-24] T.Fujino, et al., "Status of Seamless L-band Cavity Fabrication at KEK", KEK Preprint 96-219 March 1996 A.

[1-25] T.Fujino, et al., "Development of the Nb/Cu Clad Cavities" Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.331-p.333.

第2章 空洞設計と加速管のパラメータ

2-1 緒言

空洞の各パラメータは空洞共振器内の電磁場解析を行うことでその値を知ることができるが、解析的に解けるのは円筒形等の単純な形の場合に限られ、実用の空洞の形状については計算機による数値計算が用いられる。この章では空洞の基本形である円筒空洞共振器内の電磁場解析により円筒の径を、また TM_{010} 波の場合の波長から長さを決め、 Q 値等の空洞のパラメータを計算する。また、アルミで製作した円筒空洞の共振振動数を測定して解析値と比較する。更に、計算機コード (SUPER FISH) を使った結果とも比較する。そして電子を加速する 1.3GHz の単空洞の各パラメータを、SUPERFISH で計算して求める。

2-2 円筒空洞の計算 [2-1][2-2]

円筒空洞共振器の径と長さはマックスウェル方程式から導かれる波動方程式を解き、共振器内の電磁波の伝搬を解析して与えられる。ここで取り扱う円筒空洞共振器は図 2.1 に示すように、内半径 R 、長さ d の直円筒の両端を、筒軸 (z 軸) に垂直に平板で蓋をした構造とし、全ての空洞壁の電気伝導率は無限大 (完全導体) であると考え、そして境界条件により完全導体の表面での接線成分の電場 (E_t) と法線成分の磁場 (B_n) がゼロ (零) である。また空洞内には周波数 ω によって変化しない定数、 ϵ (誘電率) と μ (透磁率) の媒質で一様に満たされていると仮定する。

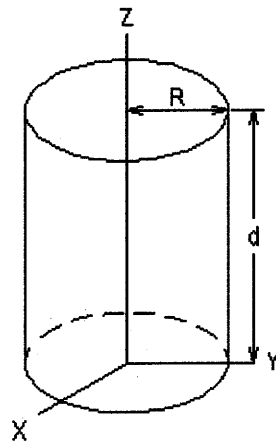


図 2.1 円筒空洞共振器

電磁場は主に横磁波モード (transverse magnetic mode) (TM 波) と横電波モード (transverse electric mode) (TE 波) に分類できる。TM 波は全ての場所で $B_z = 0$ であり、境界条件は $E_z|_s = 0$ (表面で $E_z = 0$) である。また TE 波は全ての場所で $E_z = 0$ で、境界条件は $\partial B_z / \partial n|_s = 0$ である。荷電粒子を加速するためには、粒子の進行方向 (z 方向) に電場成分があることが必要で、 $E_z \neq 0$ の TM 波でなければならない。従って、ここで実際に設計する空洞は加速モードを TM 波とし、空洞を安定に作動させるために離散的に存在する共振振動数の内、隣接する他の共振振動数から十分離れるように、後述の $TM_{0,1,0}$ モードを対象に取り扱う。電磁場解析の手順は、TM 波の場合先ず完全導体表面での境界条件 ($E_t=0, B_z=0$) と TM 波の条件 ($B_z = 0, E_z|_s = 0$) から E_z の式が記述でき、次ぎに E_z を用いて横方向の電磁場 E_t と B_t の式が表せる。

空洞共振器内の z 方向に伝播する電磁波は、場の z 方向の空間的な変化だけを取り出して記述できる。

$$E(x,y,z,t) = E(x,y)e^{\pm ikz - i\omega t} \quad (2.1a)$$

$$B(x,y,z,t) = B(x,y)e^{\pm ikz - i\omega t} \quad (2.1b)$$

また場は z 軸に平行な成分と垂直な横成分に分離して考えられる。

$$E = E_z + E_t \quad (2.2a)$$

$$B = B_z + B_t \quad (2.2b)$$

そして横方向の場は軸方向の成分を用いて式 (2.3a) 及び (2.3b) で表せる。

$$B_t = \frac{1}{(\mu\epsilon \frac{\omega^2}{c^2} - k^2)} [\nabla_t (\frac{\partial B_z}{\partial z}) + i\mu\epsilon \frac{\omega}{c} e_3 \times \nabla_t E_z] \quad (2.3a)$$

$$E_t = \frac{1}{(\mu\epsilon \frac{\omega^2}{c^2} - k^2)} [\nabla_t (\frac{\partial E_z}{\partial z}) - i \frac{\omega}{c} e_3 \times \nabla_t B_z] \quad (2.3b)$$

電磁波は両端の蓋で反射するために、入射波と反射波が重ね合された停在波

を形成するから、例えば電場については、入射波の E_i と反射波の E_r の和で表わされる。

$$E(x,y,z) = A_i(x,y) \cos(kz) + A_r(x,y) \sin(kz) \quad (2.4)$$

完全導体の蓋の位置を $Z=0$ と $Z=d$ とすると、完全導体表面での境界条件から空洞共振器の両端面では $E_z=0$ 及び $B_z=0$ であるから、式 (2.4) は $Z=0$ で $A_r(x,y) = 0$ 、 $Z=d$ で $A_i(x,y) \sin(kd) = 0$ になり、 $\sin(kd) = 0$ とすることにより、 $kd = \pi, 2\pi, \dots, p\pi$ ($p=0,1,2,3, \dots$) の場合に成立するから、 $kd = p\pi$ 、 $k = p\pi/d$ を得る。従って E_i は次式になる。

$$E_i(x,y,z) = A_{ii}(x,y) \sin(p\pi z/d) \quad (2.5)$$

ここで (2.3) 式の E_i と (2.5) 式と関係づけて示すと、TM 波は $B_z=0$ であるから、

$$E_i = \frac{1}{\gamma^2} \nabla_i \left(\frac{\partial E_z}{\partial z} \right) = A_{ii}(x,y) \sin\left(\frac{p\pi z}{d}\right) \quad (2.6)$$

となる。但し、 $\frac{1}{\gamma^2} = \frac{1}{\mu\epsilon \frac{\omega^2}{c^2} - k^2}$ と置く。一方、 E_z は (2.4) 式から与えられたよ

うに、

$$E_z(x,y,z) = A_{rz}(x,y) \cos(kz) + A_{iz}(x,y) \sin(kz) \quad (2.7)$$

で表せるが、これを (2.6) 式に代入して微分した時、 E_i が $\sin(p\pi z/d)$ の関係式になるためには、元の E_z は $\cos(p\pi z/d)$ の関係式でなければならないから、 E_z は、 $E_z(x,y,z) = A_{rz}(x,y) \cos(p\pi z/d)$ 、 $p=0,1,\dots$ である。更に、 $A_{rz}(x,y) = \psi$ と置けば、 E_z は (2.8) 式になる。

$$E_z = \psi \cos(p\pi z/d) \quad (2.8)$$

一方磁場については TM 波の場合は $B_z=0$ であるが、TE 波については z 依存性を持ち、 $B_z(x,y,z) = C_{tz}(x,y) \cos(kz) + C_{iz}(x,y) \sin(kz)$ で表せられる。そして、 $Z=0$ と $Z=d$ の位置の完全導体の蓋の境界面では $B_z=0$ であるから B_z は次式になる。

$$B_z(x,y,z) = C_{iz}(x,y) \sin(p\pi z/d) \quad (2.9)$$

ここで $C_{iz}(x,y) = \psi$ とすれば、

$$B_z = \psi \sin(p\pi z/d) \quad (2.10)$$

以上をまとめると TM 波の場合、(2.3a) 式と (2.3b) に $E_z = \psi \cos(p\pi z/d)$ 及び $B_z=0$ を代入して、横方向の電磁場 E_t と B_t が求められる。

$$E_t = -\frac{p\pi}{d\gamma^2} \sin\left(\frac{p\pi z}{d}\right) \nabla_t \psi \quad (2.11a)$$

$$B_t = \frac{i\mu\epsilon\omega}{c\gamma^2} \cos\left(\frac{p\pi z}{d}\right) e_3 \nabla_t \psi \quad (2.11b)$$

ここで、波動方程式 $(\nabla_t^2 + \gamma^2)\psi = 0$ の ψ と、 $\gamma^2 = \mu\epsilon \frac{\omega^2}{c^2} - \left(\frac{p\pi}{d}\right)^2$ の p の各値に対する γ_λ^2 の固有値を解く。ここで ψ は TM 波では E_z である。 γ_λ^2 が求められれば、この値を (2.12) 式に代入して共振振動の固有振動数 $\omega_{\lambda p}$ が与えられる。また γ_λ^2 から ψ が求められて、固有振動数に対応する共振モードの場を決定する。

$$\omega_{\lambda p}^2 = \frac{[c^2]}{\mu\epsilon} \left[\gamma_\lambda^2 + \left(\frac{p\pi}{d}\right)^2 \right] \quad (2.12)$$

TM 波では $\rho = R$ に於ける境界条件 $E_z=0$ のもとで、 $\psi = E_z$ の波動方程式の解は (2.13) 式で与えられる。

$$\psi(\rho, \phi) = J_m(\gamma_{m\rho}) e^{\pm im\phi} \quad (2.13)$$

$$\gamma_{mn} = \frac{x_{mn}}{R} \quad (2.14)$$

ここで、 x_{mn} は方程式 $J_m(x) = 0$ の n 番目の根である。 m 及び n は、 $m=0,1,2,\dots$ と $n=1,2,3, \dots$ の値をとる。従って、TM 波の共振振動数は (2.15) 式で与えられる。

$$\omega_{mnp} = \frac{[c]}{\sqrt{\mu\epsilon}} \sqrt{\frac{x_{mn}^2}{R^2} + \frac{p^2\pi^2}{d^2}} \quad (2.15)$$

また TM 波の最低次は $m=0, n=1, p=0$ であり、 $TM_{0,1,0}$ で書き表わす。そして、その共振振動数と電磁場はそれぞれ、式 (2.16)、式 (2.17)、式 (2.18) になり、空洞の長さ d に無関係である。

$$\omega_{010} = \frac{2.405 c}{\sqrt{\mu\epsilon} R} \quad (2.16)$$

$$E_z = E_0 J_0\left(\frac{2.405\rho}{R}\right) e^{-i\alpha z} \quad (2.17)$$

$$B_\phi = -i\sqrt{\mu\epsilon} E_0 J_1\left(\frac{2.405\rho}{R}\right) e^{-i\alpha z} \quad (2.18)$$

なを、 $J_m(x_{mn}) = 0$ J_m の m 次 n 番目の根 x_{mn} は表 2.1 のように与えられている。

表 2.1 x_{mn} の値 (TM 波)

	$n = 1$	$n = 2$	$n = 3$
$m = 0$	2.405	5.520	8.654
$m = 1$	3.832	7.016	10.173
$m = 2$	5.136	8.417	11.620

2-2-1 直径の決定

円筒空洞の半径は共振振動数を決めれば、式 (2.16) から求められる。例えば、共振振動数を 1,300MHz に設定すると、

$$R = \frac{2.405}{\sqrt{\mu\epsilon}} \frac{c}{\omega} = \frac{2.405 \times 3 \times 10^8}{2\pi \times 1.3 \times 10^9} = 8.83 \times 10^{-2} \text{ [m]} \quad (2.19)$$

で、直径は 17.66 cm になる。但し空洞内が真空であるとして、 $\mu=1$ 、 $\epsilon=1$ とした。

2-2-2 長さの決定

次ぎに空洞の長さについて考える。TM_{0,1,0} では z の位置によらず軸方向に一定の電場である。この電場は ω で振動しているから、一周期のうちの最初の半周期を加速フェイズとすると後の半周期は減速フェイズになる。ビームを加速するためには加速フェイズの最初の半周期の間だけ粒子が空洞内にあり、減速フェイズに移行した時には既に空洞の外に出ていなければならない。このためには空洞の最大長さ d は半周期の間に粒子が走る長さにする。

電子の加速はその質量が軽いので比較的僅かな加速エネルギーで光速度近くに達する。従って電子の速度は $v \doteq c$ で、加速粒子速度 v と光速度 c の比を β ($\beta = v/c$) とすると、 $\beta=1$ に置ける。ここで波長を λ とすると、

$$d_e \leq \frac{1}{2} \lambda = c \frac{\pi}{\omega_{010}} \quad (2.20)$$

ここに λ は、 $\lambda = \frac{c}{f_0}$ で、 f_0 は周波数である。

一方、陽子のように質量の重い粒子は加速してもすぐには光速度に近づくかない。従って、加速粒子の速度と光速度の比 β を含む式として、

$$d_p \leq \frac{1}{2} \beta \lambda \quad (2.21)$$

となる。

実際の加速器では、単セル空洞を数多く並べるのは非効率的であるので、多連空洞が用いられる。この場合、相隣合うセルの電場の位相差をうまく選ぶことにより、効率的な加速が可能になる。セル数 N の多連空洞では、TM_{0,1,0} モー

ドでは N 個の固有振動モードが現れる。これらの個々の固有振動モードは隣のセルとの電場の位相が、 $\pi/N, 2\pi/N, \dots, N\pi/N = \pi$ ずれたモードになる。このように位相が π ずれたモードを π モードと云う。このモードでは隣のセルとの位相差が π あるので、加速フェイズのセルの両隣のセルは減速フェイズになっている。加速された粒子が隣のセルに入る時、そのセルは加速フェイズになり、通過した元のセルは減速フェイズに切り替わる。こうして粒子は各セルで次々に加速される。この場のセル長 L は (2.22) 式で表せられる。

$$L = \frac{1}{2} \beta \frac{c}{f_0} N \quad (2.22)$$

但し電子の場合は、 $\beta=1$ である。

ここで周波数を 1,300MHz に設定して円筒空洞の長さを計算すると、

$$d = \frac{1}{2} \lambda = \frac{1}{2} \frac{c}{f_0} = \frac{1}{2} \times \frac{3 \times 10^8}{1.3 \times 10^9} = 1.154 \times 10^{-1} \text{ [m]} = 11.54 \text{ [cm]} \quad (2.23)$$

となる。

2-3 空洞のパラメータ[2-3][2-4]

円筒空洞の直径と長さが決まれば材質を指定して、空洞の Q 値 (Q_0)、表面抵抗 (R_s)、形状係数 (G)、シャントインピーダンス (R_{sh})、 R_{sh}/Q_0 、 E_p/E_{acc} 、 H_p/E_{acc} 、 $E_{acc}/\sqrt{p_{loss}Q_0} = Z$ 等の緒元が計算できる。これらの値は空洞を評価するのに役立つ、また実際の空洞の設計の目安になる。500MHz と 1,300MHz の場合の銅及びアルミ製の円筒空洞について計算した緒元の一覧表を表 2.2 に示す。

2-3-1 表皮の厚さ (スキンドープス) (δ)

良導体金属に入射した電磁波は指数関数的に減衰し、 δ の距離で初期の振幅の $e^{-1}=0.368$ 倍まで減衰する。言い換えれば電磁波は δ の範囲しか侵入できず、高周波電流は導体の表面だけを流れることを意味する。MKSA 単位系での δ は (2.24) 式で与えられる。

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\mu\sigma\omega}} \quad (2.24)$$

ここで、 $\mu=4\pi\times 10^{-7}$ 、 $\omega=2\pi f$ 、 f は周波数である。 δ は $\omega^{-1/2}$ に比例するから、周波数が高くなればスキンドープスは浅くなる。

2-3-2 Q 値 (Q)

Q 値は空洞内で損失するエネルギー (P_{loss}) に対する空洞に蓄積されたエネルギー (U) の比の $2\pi f$ 倍として、定義される。従って P_{loss} が少なければ高い Q 値が得られる。

$$Q = \frac{\omega_0 U}{P_{\text{loss}}} \quad (2.25)$$

TM₀₁₀ の円筒空洞の場合の Q 値は (2.26) 式で示される。

$$Q = \omega_0 \frac{\frac{d}{2} \varepsilon \int_A |\psi|^2 da}{\frac{\varepsilon}{\sigma\delta\mu} (1 + \xi_\lambda \frac{Cd}{2A}) \int_A |\psi|^2 da} \quad (2.26)$$

ここに C は円筒の周長で A は断面積である。また $\omega_0 = \frac{2}{\sigma\mu} \times \frac{1}{\delta^2}$ であり、更に、 $\mu/\mu_c=1$ 及び $\xi_\lambda=1$ と置けば (2.26) 式は (2.27) 式に変形される。ここに、 μ は空洞内の透磁率で、 μ_c は空洞材金属の透磁率である。 $(\xi_\lambda$ は 1 程度の無次元の数で、すべての TM 波について成り立つ)

$$Q = \frac{1}{(1 + \frac{d}{R})} \frac{d}{\delta} \quad (2.27)$$

更に図 2.2 に示すように、空洞にパワーを導入した際の最大透過値の半分の値での幅 $2\Delta f$ (半値幅) は共振周波数 f_0 を負荷 Q 値 (Q_L) で割ったものに等しい。従って、 Q_L が大きいことは共振曲線は鋭い山形で帯域が狭い。 Q_L は空洞

の Q 値 (Q_0)、入力カプラーの Q 値 (Q_{in})、及び他の i 番目のカプラーの Q 値 ($Q_{out,i}$) と関係して (2.29) 式で定義される。

$$Q_L = \frac{f_0}{2\Delta f} \quad (2.28)$$

$$\frac{1}{Q_L} = \frac{1}{Q_0} + \frac{1}{Q_{in}} + \sum_i \frac{1}{Q_{out,i}} \quad (2.29)$$

ここで、カップリング係数 (β) をそれぞれ $\beta_{in} = \frac{Q_0}{Q_{in}}$ 及び $\beta_i = \frac{Q_0}{Q_i}$ とすると、 Q_0 は (2.30) 式で示される。

$$Q_0 = (1 + \beta_{in} + \beta_i) Q_L \quad (2.30)$$

また、 U は空洞の磁界 (H) の 2 乗を空洞の体積で積分して得られる。そして P_{loss} は表面抵抗 R_s を用いて空洞の表面積の積分で表せる。

$$U = \frac{\mu}{2} \int |H|^2 dv \quad (2.31)$$

$$P_{loss} = \frac{R_s}{2} \int |H|^2 dS \quad (2.32)$$

(2.31) 式と (2.32) 式より (2.33) 式となり、 Q は G と R_s の比で表せる。

$$Q = \frac{\omega\mu \int |H|^2 dv}{R_s \int |H|^2 dS} = \frac{G}{R_s} \quad (2.33)$$

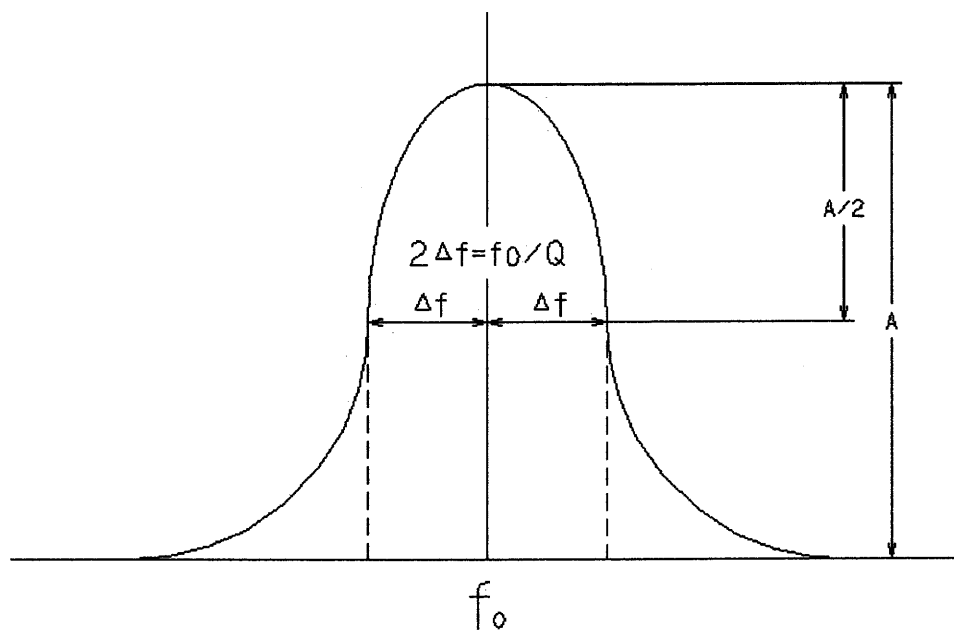


図 2.2 バンド幅

2-3-3 表面抵抗 (R_s)

高周波表面抵抗は導体の電気伝導率 σ とスキンドープス δ とで、(2.33) 式のように示される。

$$R_s = \frac{1}{\sigma\delta} = \sqrt{\frac{\omega\mu}{2\sigma}} \quad (2.34)$$

2-3-4 形状係数 (G)

(2.33) 式で示したように Q は G と R_s の比で表せるから、空洞の形状だけで決まる形状係数 G (Ω) は Q_0 と R_s (Ω) の積で表せる。

$$G = Q_0 \times R_s \quad (2.35)$$

2-3-5 シャントインピーダンス (R_{sh})

TM_{010} 波の場合のシャントインピーダンスは (2.36) 式で与えられ、入射電力

に対する加速効率を表す。即ち、 R_{sh} が大きい程少ない電力で高い加速電界が得られる。

$$R_{sh} = \frac{V^2}{P_{loss}} = \frac{(\int_0^{\frac{\lambda}{2}} E_z dz)^2}{\frac{1}{2} R_s \int_s H^2 ds} = \frac{E_0^2 T^2 (\frac{\lambda}{2})^2}{\frac{\pi \epsilon}{\sigma \delta \mu} E_0^2 R J_1^2 (2.405)} \times \frac{1}{(d+R)} \quad (2.36)$$

ここに $V = E_{acc} (\frac{\lambda}{2})$ 、 $E_{acc} = E_0 T$ である。T は次ぎに示すトランジットタイムファクターで、 $T = \frac{2}{\pi}$ である。また半波長は、 $\frac{\lambda}{2} = d$ である。

2-3-6 トランジットタイムファクター (T)

トランジットタイムファクターは時間的変化を考えない電場と時間の項を考慮した電場の比として表せる。T は円筒空洞では下記の通りに計算できる。

$$T = \frac{\int_0^{\frac{\lambda}{2}} E_0 e^{i(\omega z + \phi)} dz}{\int_0^{\frac{\lambda}{2}} E_0 dz} = \frac{\frac{\lambda}{\pi} E_0 \sin \phi}{E_0 \frac{\lambda}{2}} = \frac{2}{\pi} \quad (2.37)$$

(2.37) 式に於いて、 $\sin \phi = 1$ の時 E_0 が最大になる。

2-3-7 R_{sh}/Q

シャントインピーダンスと Q 値の比、(2.38a) 式は加速器の効率を示し、ストアードエネルギーのうちどれだけビーム軸に集中しているかを表している。この式は (2.38b) に書きかえると周波数や材料に依存せずに形状のみで決まる式となる。

$$\frac{R_{sh}}{Q} = \frac{E_{acc}^2 (\frac{\lambda}{2})^2}{\omega U} \quad (2.38a)$$

$$\frac{R_{sh}}{Q} = \frac{V^2}{\frac{P_{loss}}{R_s}} = \frac{\frac{(\int E_z dz)^2}{\frac{1}{2} R_s \int_s H^2 ds}}{\frac{G}{R_s}} = \frac{(\int E_z dz)^2}{\frac{1}{2} G \int_s H^2 ds} \quad (2.38b)$$

2-3-8 E_p/E_{acc}

強い電界の場所での放電を抑えるために、加速電場 (E_{acc}) に対する最大表面電場 (E_p) の比を小さくすることが必要となり、この値は空洞設計のパラメータになる。 E_p/E_{acc} の値は電子を加速する空洞では一般に 1.8~2 程度に取る。 E_p/E_{acc} は次式のように示される。

$$\frac{E_p}{E_{acc}} = \frac{E_0 J_0(2.405 \frac{\rho}{R})}{E_0 T} = \frac{1}{T} = \frac{\pi}{2} \quad (2.39)$$

(2.39) 式に於いて、 $\rho=0$ で最大電場となる。

2-3-9 H_p/E_{acc}

超伝導空洞では、表面磁場が臨界磁場以上に強くなると超伝導状態が破れて常伝導状態に移るので、加速電界と最大表面磁場の比も重要なパラメータになる。従って、空洞の設計では H_p/E_{acc} の値を小さくする形状を追求する。 H_p/E_{acc} は (2.40) 式で示される。

$$\frac{H_p}{E_{acc}} = \frac{\sqrt{\frac{\epsilon}{\mu}} E_0 J_1(2.405 \frac{\rho}{R})}{E_0 T} = \frac{\sqrt{\frac{\epsilon}{\mu}} 0.582 \pi}{2} \quad (2.40)$$

(2.40) 式に於いて、 $\rho=0.765R$ で最大磁界となる。 $(J_1(1.84)=0.582)$

2-3-10 Z

空洞設計に於いて、計算機コードで $Z = \frac{1}{L} \sqrt{\frac{R_{sh}}{Q_0}}$ を最適化された値として求め

ておけば、Zに空洞測定での P_{loss} と Q_0 の測定値 $\sqrt{P_{loss}Q_0}$ を掛けることで E_{acc} が求められる。ここで、Lは空洞の有効加速長である。

$$\frac{E_{acc}}{\sqrt{P_{loss}Q_0}} = Z = \frac{1}{L} \sqrt{\frac{R_{sh}}{Q_0}} \quad (2.41)$$

TM₀₁₀波に於ける500MHzと1,300MHzの場合の銅、アルミ、ニオブの円筒空洞について計算した各パラメータの値を表2.2に示す。

表2.2 円筒空洞 (TM₀₁₀) のパラメータ

材質	周波数 : fo=500 [MHz] 半径 : R=2.30×10 ⁻¹ [m] 長さ : d=3.00×10 ⁻¹ [m]			周波数 : fo=1300 [MHz] 半径 : R=8.83×10 ⁻² [m] 長さ : d=11.54×10 ⁻² [m]		
	Cu	Al	Nb	Cu	Al	Nb
固有抵抗 ρ [Ωm]	1.673×10 ⁻⁸	2.655×10 ⁻⁸	12.5×10 ⁻⁸	1.673×10 ⁻⁸	2.655×10 ⁻⁸	12.5×10 ⁻⁸
電気伝導率 σ [1/Ωm]	5.977×10 ⁷	3.765×10 ⁷	0.800×10 ⁷	5.977×10 ⁷	3.765×10 ⁷	0.800×10 ⁷
Skin depth δ [m]	2.91×10 ⁻⁶	3.67×10 ⁻⁶	7.96×10 ⁻⁶	1.81×10 ⁻⁶	2.27×10 ⁻⁶	4.94×10 ⁻⁶
Q値 Q ₀	4.47×10 ⁴	3.54×10 ⁴	1.64×10 ⁴	2.76×10 ⁴	2.20×10 ⁴	1.01×10 ⁴
表面抵抗 R _s [Ω]	5.75×10 ⁻³	7.24×10 ⁻³	1.57×10 ⁻²	9.24×10 ⁻³	1.17×10 ⁻²	2.53×10 ⁻²
形状係数 G	257	256	258	255	257	256
Shunt Impedance R _{sh} [Ω]	8.63×10 ⁶	6.84×10 ⁶	3.16×10 ⁶	5.36×10 ⁶	4.25×10 ⁶	1.96×10 ⁶
Rsh/Q ₀ [Ω]	193.1	193.2	192.7	194.2	193.2	194.1
Ep/Eacc	1.57	1.57	1.57	1.57	1.57	1.57
Hp/Eacc [Oe/MV/m]	30.4	30.4	30.4	30.4	30.4	30.4
Z [MV/m/√Ω]	46.5	46.5	46.2	121	121	121
Transit time Factor T	0.637	0.637	0.637	0.637	0.637	0.637

2-4 円筒空洞の測定

アルミ製円筒空洞の TM 波の共振振動数 (4000MHz 以下) を測定して、(2.15) 式から求めた計算値と比較した。また、バンド幅の測定から Q_L を求めた。測定中の写真を図 2.3 に示す。

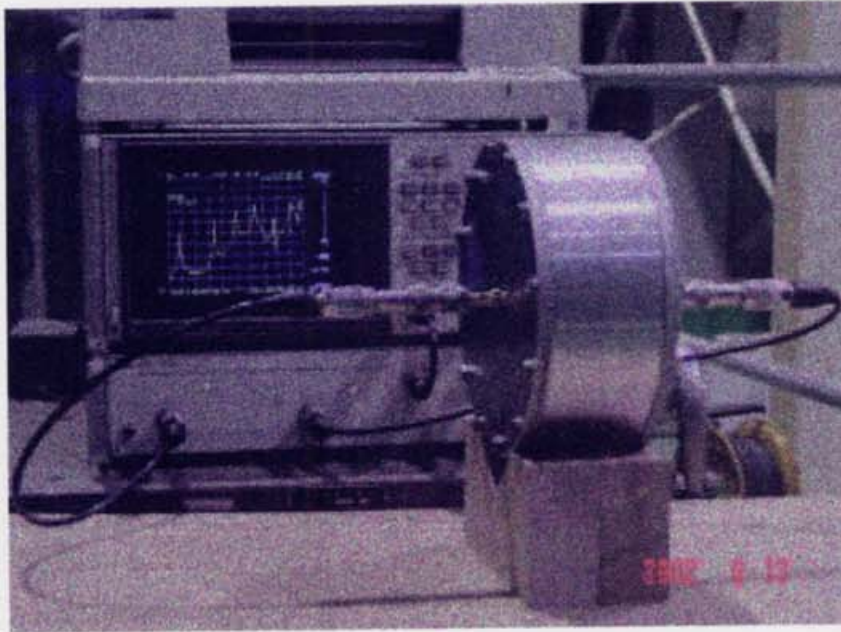


図 2.3 アルミ製円筒空洞の測定

測定にはネットワークアナライザを用いた。ネットワークアナライザから電力 (P_{in}) を円筒空洞の入力側アンテナから供給し、もう一端のピックアップアンテナで受けて、透過電力 (P_t) をネットワークアナライザに戻し、そこで半値幅を測定する。 P_{in} 側のアンテナは空洞の中心軸の位置に置き、その長さは端板の内面に面一で、空洞内に出っ張っていない。また、 P_t 側のアンテナは入力側のアンテナと同じ形式なものと、検出できないモードに対しては電場分布の強い方にアンテナを配置するために、径方向に約 30mm 偏芯した位置で、軸方向に約 15mm 突き出た形状のものを用いた。共振軸を中心とした透過電力の曲線がネットワークアナライザのモニターに表示され、 P_t の最大値の半分の位置を求める操作で半値幅が得られる。図 2.4 に一例として 1299MHz の共振曲線を示す。

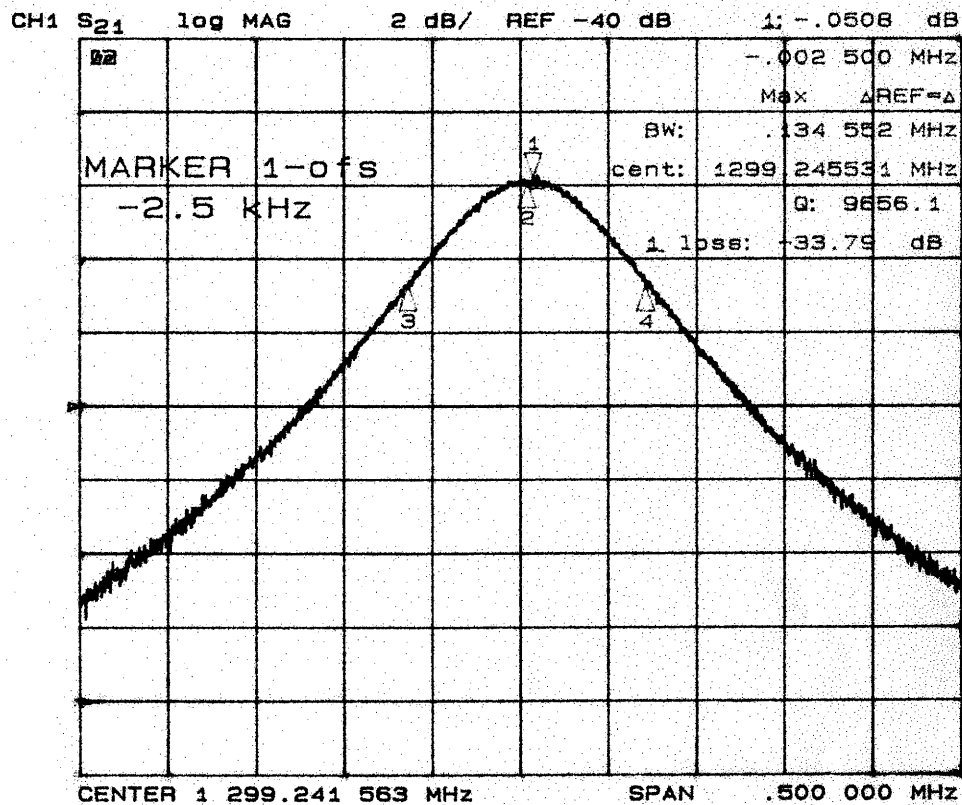


図 2.4 半値幅の測定結果の例

表 2.3 アルミ製円筒空洞の共振振動数 (f_o) と Q_L の測定値

TM mnp	$f_{o(C)}$ [MHz] (計算値)	$f_{o(M)}$ [MHz] (測定値)	$f_{o(C)} \sim f_{o(M)}$ [MHz]	$2\Delta f$ [MHz]	Q_L (測定値)
010	1300.5	1299.3	1.2	0.135	9656.1
011	1838.7	1836.5	2.2	0.289	6355.7
012	2906.8	2903.0	3.8	0.452	6429.7
020	2983.8	2982.3	1.5	0.336	8875.7
021	3254.6	3252.2	2.4	0.688	4726.4
022	3957.4	3953.7	3.7	0.867	4557.9
110	2071.4	2070.3	1.1	0.143	14469.0
111	2445.4	2440.7	4.7	0.473	5156.8
112	3324.0	3320.2	3.8	1.814	1830.3
210	2776.2	2783.1	6.9	3.052	911.9
211	3065.5	3076.4	10.9	0.489	6292.1
212	3803.4	3799.4	4.0	---	---
120	3792.5	37904	6.9	---	---

表 2.3 に、半径 8.83cm で長さ 11.54cm のアルミ製円筒空洞に於ける TM 波の共振振動数の計算結果と測定結果の比較を示す。また Q_L の測定値を示す。共振振動数に関して、測定値が計算値によく一致することを確認した。

また、アルミ円筒空洞の長さを変えた場合の共振振動数の変化を測定した。この結果を表 2.4 に示す。P=0 の場合の共振振動数は空洞長に無関係であることが良く判る。

表 2.4 空洞長と共振振動数周波数

TM _{mnp}	空洞長 7.69 cm			空洞長 11.54 cm			空洞長 15.00 cm		
	f _{o(C)} [MHz]	f _{o(M)} [MHz]	Δf _o [MHz]	f _{o(C)} [MHz]	f _{o(M)} [MHz]	Δf _o [MHz]	f _{o(C)} [MHz]	f _{o(M)} [MHz]	Δf _o [MHz]
010	1300.5	1297.3	3.2	1300.5	1299.3	1.2	1300.5	1298.7	1.8
011	2344.4	2339.5	4.9	1838.7	1836.5	2.2	1640.5	1637.7	2.8
012	4112.2	4106.2	6.0	2906.8	2903.0	3.8	2385.6	2382.6	3.0
020	2984.8	2970.5	14.3	2984.8	2982.3	2.5	2984.8	2977.4	7.4
021	3565.7	3544.1	21.6	3255.5	3252.2	3.3	3147.9	3134.3	13.6
022	4912.1	4904.3	7.8	3958.2	3953.7	4.5	3592.9	3582.0	10.9
110	2072.1	2070.0	2.1	2072.1	2070.3	1.8	2072.1	2072.1	0.0
111	2845.8	2842.6	3.2	2446.0	2440.7	5.8	2300.8	2237.9	62.9
112	4417.3	4418.2	0.9	3324.4	3320.2	4.2	2879.8	2880.8	1.0
120	3793.8	3789.7	4.1	3793.8	3790.4	3.4	3793.8	3791.7	2.1
210	2777.2	2774.4	2.8	2777.2	2783.1	5.9	2777.2	2776.0	1.2
211	3393.8	3389.9	3.9	3066.3	3076.4	10.1	2951.7	2950.2	1.5
212	4788.7	4795.6	6.9	3804.1	3799.4	4.7	3422.4	3421.5	0.9

(f_{o(C)} : 計算値、f_{o(M)} : 測定値、Δf_o : 計算値と測定値の差)

2-5 計算機コード (SUPERFISH) による空洞の計算

SUPERFISH では空洞断面の平面 (Z=X, R=Y) に対して、軸対称空洞の軸対称電磁場について解析する。従って、このプログラムは空洞軸廻り (φ) の電磁場が一定の、TM 波の最低次 (m=0) の周波数モードの計算に限定される。

2-5-1 SUPERFISH による円筒空洞の計算

SUPERFISH を用いて電子を加速する 1.3GHz の単空洞を計算するのに際し、SUPERFISH の取り扱い方法を理解するために先ず簡単な形状の円筒空洞について計算した。円筒空洞の条件として TM 波の最低次の TM₀₁₀ で、空洞半径が 8.83 cm、空洞長は 11.54 cm、材質はアルミである。そして円筒空洞の座標は図

2.5 に示した通りで、空洞軸の上半分の範囲について計算する。これに対する入力データを表 2.5 にまとめる。計算機への入力はこの表に示したコードの値とともに座標値を入力する。

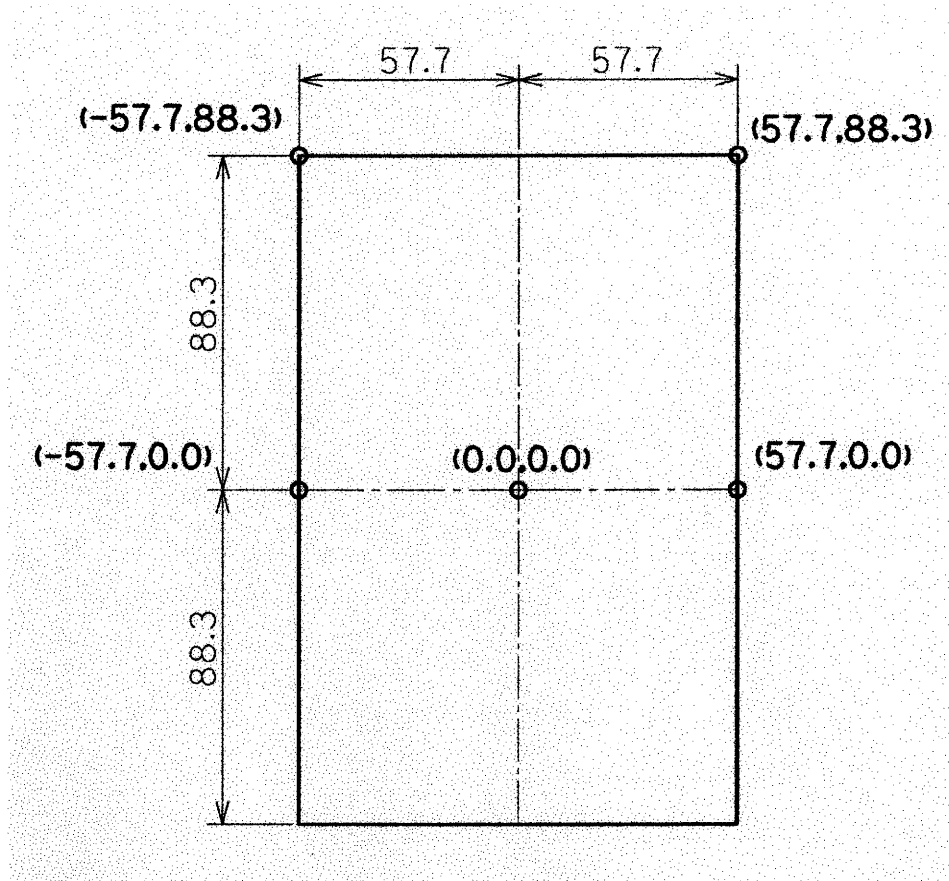


図 2.5 ピルボックス

座標値

- \$PO X=0.0, Y=0.0\$
- \$PO X=-5.77, Y=0.0\$
- \$PO X=-5.77, Y=8.83\$
- \$PO X=5.77, Y=8.83\$
- \$PO X=5.77, Y=0.0\$
- \$PO X=0.0, y=0.0\$

表 2.5 入力データ一覧

Variable Code	Value	Description
KPROB	1	Superfish problems:1
DX	0.1	Mesh size (cm)
FREQ	1300.0	Resonant frequency (MHz)
XMAX	5.77	X maximum (cm)
YMAX	8.83	Y maximum (cm)
XMIN	-5.77	X minimum (cm)
YMIN	0.0	Y minimum (cm)
XDRI	0.0	X coordinate of the drive point
YDRI	0.0	Y coordinate of the drive point
BETA	1.0	Particle velocity relative to the speed of light
BETAD	1.0	Design BETA for a cavity
CLENGTH	11.54	User-supplied cavity length for defining Eo (cm)
FREQD	1300.0	Design frequency (MHz)
ICYLIN	1	Coordinate system (cylindrical:1)
IRTYPE	0	Normal:0
KMETHOD	1	Use BETA:1
NBSLF	1	Left-side boundary condition
NBSLO	0	Lower boundary condition
NBSRT	1	Right-side boundary condition
NBSUP	1	Upper boundary condition
NORM	0	EZERO:0 (EZERO=1.0D6 V/m)
RFMU	1.0	Relative permeability for RF surface resistivity
RHOR	2.824D-6	Reference resistivity at temperature TEMPR (Ω -cm)
RMASS	-1	Particle-type cord number (electron:-1)
TEMPC	20.0	Operating temperature for normal conductors (C)
TEMPR	20.0	Reference temperature for normal conductors (C)
ALPHAT	3.9D-3	Temperature coefficient of resistance at TEMPR (C^{-1})
ZLONG	11.54	Eo integration length (cm)

(入力値以外はデフォルト値を使用する。)

SUPERFISH で計算した結果と解析結果の比較を表 2.6 に示したが、非常に良く一致している。

表 2.6 解析結果と SUPERFISH による計算結果の比較

材質：アルミ、半径： 8.83×10^{-2} [m]、長さ： 11.54×10^{-2} [m]			
	解析計算	スーパーフィッシュ	差
共振振動数 [MHz]	1300.5	1299.5	1.0
固有抵抗 [Ω m]	2.824×10^{-8}	2.824×10^{-8}	0.0
電気伝導率 [$1/\Omega$ m]	3.541×10^7	3.541×10^7	0.0
Skin depth [m]	2.35×10^{-6}	2.28×10^{-6}	0.07
Q 値	2.13×10^4	2.13×10^4	0.0
表面抵抗 [Ω]	12.0×10^{-3}	12.0×10^{-3}	0.0
形状係数 [Ω]	256	257	1.0
Shunt Impedance [Ω]	4.18×10^6	4.18×10^6	0.0
Rsh/ Q_0 [Ω]	196.2	196.3	0.1
Ep/Eacc	1.57	1.57	0.0
Hp/Eacc [Oe/MV/m]	30.4	30.4	0.0
Z [MV/m/ $\sqrt{\Omega}$]	121	121	0.0
Transit time Factor	0.637	0.636	0.001

TM 波 ($m=0$) の 4000 MHz 以下の共振振動数を、メッシュを 0.1cm にして SUPERFISH で計算した結果と、解析及び測定で求めた共振振動数と比較した。これを表 2.7 に示したが、SUPERFISH よる値は解析値や測定値と良く一致している。

表 2.7 共振振動数の比較

$TM_{m,n,p}$ (m,n,p)	fo(解析値) [MHz]	解析値と Superfish の差 [MHz]	fo(Superfish) [MHz]	測定値と Superfish の差 [MHz]	fo(測定値) [MHz]
010	1300.5	1.0	1299.5	0.2	1299.3
011	1838.7	1.3	1837.4	0.9	1836.5
012	2906.8	1.9	2904.9	1.9	2903.0
020	2983.8	0.9	2982.9	0.6	2982.3
021	3254.6	1.1	3253.5	1.3	3252.2
022	3957.4	1.6	3955.8	2.1	3953.7

2-5-2 メッシュサイズと共振振動数

SUPERFISH では平面座標 (X, Y) 上の空洞形状を正三角形のメッシュで分割して電磁場解析が行われるが、メッシュを粗くすると計算誤差が大きくな

り、反対にメッシュを細かくすると計算機のメモリーを多く要したり計算に時間がかかる。メッシュは正三角形の一辺の長さを[cm] 単位で指定するが、メッシュの大きさによって共振振動数の計算値が変わる。図 2.6 にメッシュサイズと共振振動数の関係を示す。

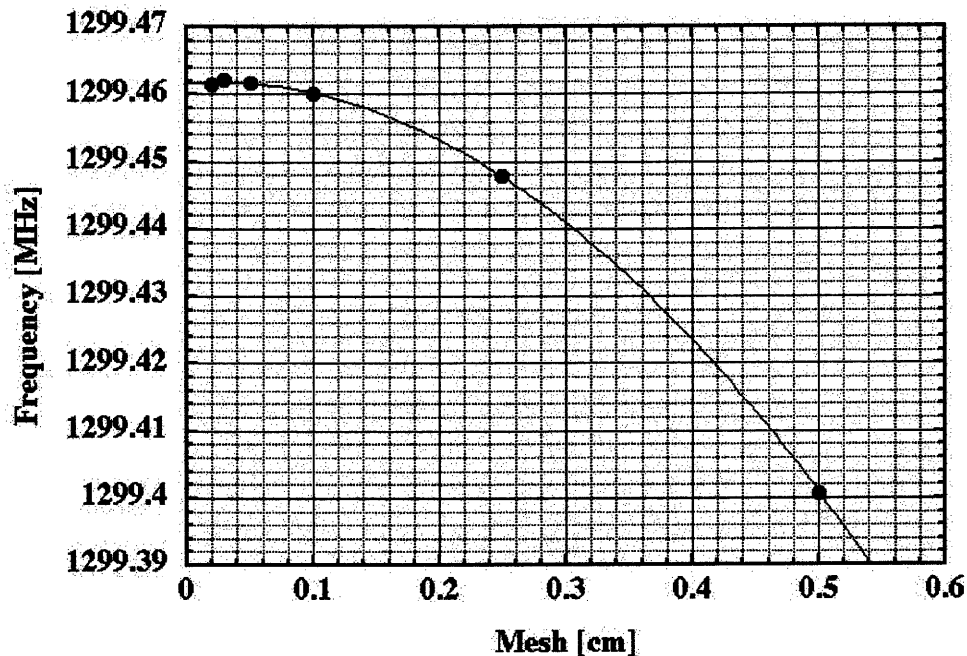


図 2.6 メッシュサイズと共振振動数の関係

図 2.6 のグラフは 0.05 cm のメッシュサイズで一定値 (1299.462MHz) に収束することを示している。(0.01 cm のメッシュサイズで計算を試みたが、パソコンが停止して計算不能状態になった。) ここでメッシュサイズの決め方が問題になるが、これは加速器で要求される共振周波数の精度で決められる。その目安として、周波数の変動は Q 値を求める際に測定する半値幅 ($\pm \Delta f$) 以内の値に納める。例えば 1300MHz の銅空洞の一般的な Q 値を 2.9×10^4 とすれば、 $Q = f_0 / 2\Delta f$ より、 Δf は 22.4KHz である。周波数の変動をこの範囲内に抑えるためには、図 2.6 のグラフよりメッシュサイズを 0.3cm 以内に選ぶ。

一方、 TM_{010} の場合の円筒空洞の半径の誤差による共振振動数の変化を図 2.7 に示す。このグラフは横軸に空洞半径の設計値からのずれ (dR) を mm 単位で表した。また縦軸は共振振動数の設計値からのずれ (df) を表した。例えば、半径が設計値から 0.01mm ずれると共振振動数が 147.2kHz 変わることを示している。空洞の一般的な製作精度を ± 0.01 mm とすれば、先の 0.1 cm サイズのメッシュによる共振振動数の変化は 2 KHz であり、製作精度から生ずる変化より十分小さく、これ以上の細かいメッシュにする必要はない。これらのことから、メッシュサイズを 0.1 cm に選ぶことは妥当であると云える。

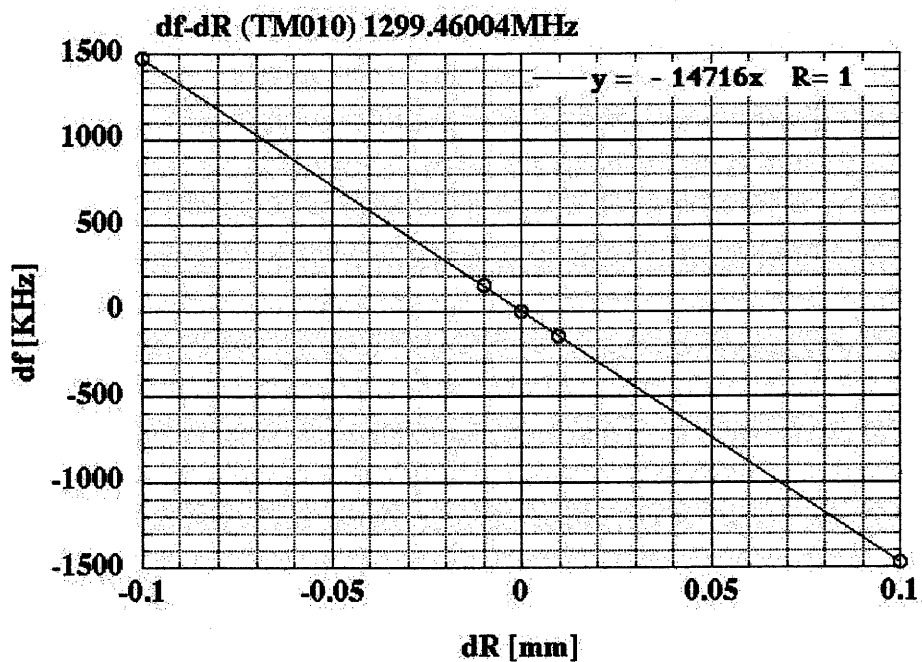


図 2.7 半径の製作誤差による共振振動数の変化

2-5-3 SUPERFISH による単空洞の計算

電子を加速する ($\beta=1$) 1300 MHz の単空洞の各パラメータを SUPERFISH で計算した。空洞の材質を銅として常伝導とした。図 2.8 に空洞形状を示す。入力データの書式はアルミ円筒空洞の計算で用いたものとほとんど同じで、材質の違いによる抵抗値と形状に関するデータが異なるだけである。

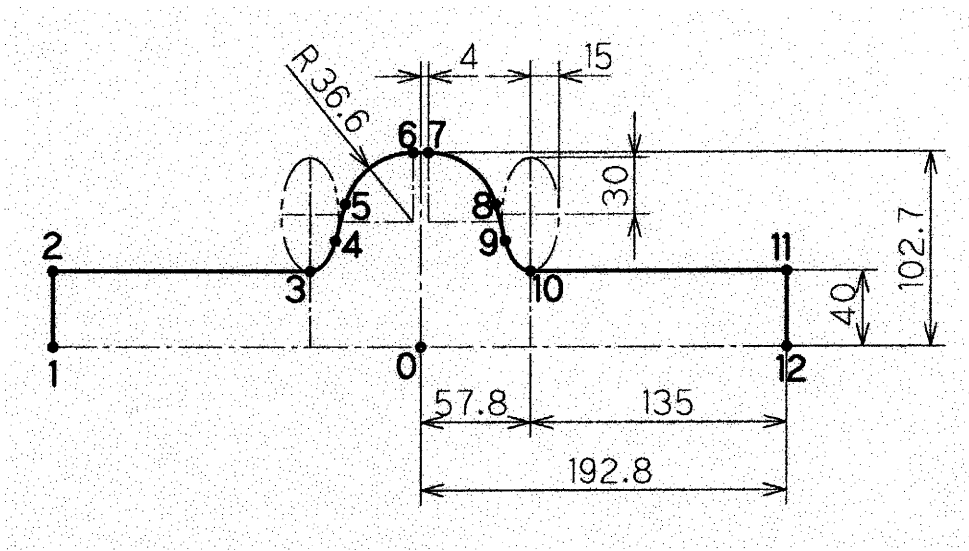


図 2.8 計算した単空洞の形状（中心軸の上半分を示す）[mm]

図 2.8 に示した空洞の 0 位置を原点とした場合の境界点座標（0～12）の入力書式を以下に示す。（原点から順次時計廻りに各点の座標を cm 単位で指示する）また、表 2.9 に SUPERFISH で計算した結果を示す。

- &PO X=0.0, Y=0.0& （点 0 の座標、各点の座標データの前後に"&"を記入）
- &PO X=-19.28, Y=0.0& （点 1 の座標）
- &PO X=-19.28, Y=4.0& （点 2 の座標）
- &PO X=-5.78, Y=4.0& （点 3 の座標）
- &PO NT=2, X0=-5.78, Y0=7.0, （点 4 の座標、円・楕円は NT=2、X0、Y0
A=1.5, AOVRB=0.5, は楕円の中心座標、A は楕円の短半径、
X=1.3257, Y=-1.4035& AOVRB=A/B、B は楕円の長半径、楕円
中心を原点とした楕円の終点座標を指示）
- &PO X=-3.9382, Y=7.5465& （点 5 の座標）
- &PO NT=2, X0=-0.4, Y0=6.61, （点 6 の座標、A は円の半径、A=B、円の
A=3.66, AOVRB=1.0, 中心を原点とした円の終点座標を指示）
- X=0.0, Y=3.66&
- &PO X=0.4, Y=10.27& （点 7 の座標）
- &PO NT=2, X0=0.4, Y0=6.61, （点 8 の座標）

A=3.66, AOVRB=1.0,
 X=3.5382, Y=0.9365
 &PO X=4.4543, Y=5.5965 (点 9 の座標)
 &PO NT=2, X0=5.78, Y0=7.0, (点 10 の座標)
 A=1.5, AOVRB=0.5,
 X=0.0, Y=-3.0
 &PO X=19.28, Y=4.0 (点 11 の座標)
 &PO X=19.28, Y=0.0 (点 12 の座標)
 &PO X=0.0, Y=0.0 (点 0 に戻る)

表 2.9 SUPERFISH による単空洞パラメータの計算結果

E ₀ の値 [MV/m]	1.00000
有効加速長 [cm]	11.56
共振振動数 [MHz]	1294.93954
$\beta=v/c$	1.0000000
Transit time Factor	0.5120758
ストアードエネルギー [J]	0.0042459
表面抵抗 [Ω]	9.38828×10^{-3}
操作温度 [C]	20.0
固有抵抗 [Ωm]	1.7241×10^{-8}
パワーロス [W]	1184.3932
Q 値	29167.9
形状係数 [Ω]	273.837
Shunt Impedance [Ω]	2.96×10^6
R _{sh} /Q ₀ [Ω]	101.434
E _p /E _{acc}	1.74
H _p /E _{acc} [Oe/MV/m]	49.262
$Z = \sqrt{\frac{R_{sh}}{Q_0}} \times \frac{1}{11.56 \times 10^{-2}}$ [MV/m $\sqrt{\Omega}$]	87.124

2-6 結 語

円筒空洞の TM₀₁₀ 波の電磁場解析により径と長さ、及び Q 値や表面抵抗等の空洞パラメータを求めた。円筒空洞の径と長さはともに共振振動数に逆比例し、共振振動数が大きい程、空洞のサイズは小さくなる。単位長さ当たりのシャントインピーダンス (R_{sh}) は $\sqrt{\omega}$ に比例し、周波数を上げるとシャントインピーダンスは大きくなり、加速効率が良くなる。

アルミの円筒空洞を製作して共振振動数を測定した結果では計算値と概略一致した。また空洞長を変化させた共振振動数の測定では、 TM_{mn0} ($P=0$) 波の場合は、理論式通りに周波数が空洞長に依存しないことが確認された。

SUPERFISH を使った計算に関しては、メッシュサイズを 0.3cm 以下にすれば、銅空洞の Q 値の測定で与えられる半値幅 (Δf) 以内の共振振動数の変動であることが判った。SUPERFISH で計算した円筒空洞の各パラメータの値はほとんど解析結果と一致した。最後に単空洞の各パラメータを SUPERFISH で計算した。

[参考文献]

- [2-1] J.D. ジャクソン著、西田 稔 訳、ジャクソン電磁気学、吉岡書店
- [2-2] 斉藤健治、超伝導材料工学特論 I、 講義録、KEK、平成 13~14 年度、
- [2-3] 野口修一、超伝導加速器空洞、OHO '87、高エネルギー加速器セミナー、
1987 年 8 月、p.IV-1~p.IV-20、
- [2-4] 肥後寿泰、高周波空洞の設計、OHO '85、高エネルギー加速器セミナー、
1985 年 9 月、p.3-1~p.3-25、

第3章 超伝導について

3-1 緒言

この章では超伝導空洞を製作する立場から、超伝導に関する一般的な知識を整理して、超伝導高周波空洞が高周波抵抗を持つ理由や超伝導高周波空洞に特有な加速電界の制限について理解を深める。

3-2 超伝導概論

超伝導の特徴は直流での抵抗が0(零)になる完全導電性を示すことと、マイスナー効果と呼ばれる磁束を跳ね返す完全反磁性を示すことである。マイスナー効果は、常伝導状態で外部磁界を与えてから超伝導状態に冷やした場合と超伝導状態に冷やしてから磁界を加えた場合のいずれも、超伝導状態では磁束がはじき出される現象である。超伝導状態に磁界(H)を印加すると、超伝導体の表層に誘導電流が発生し、印加磁界と反対方向に大きさがHと同じ磁化(-M)が生じ、Hを打ち消すことでこの現象が起る。また完全導電性には、イオン格子内を通過する電子がイオンに電気的な作用を与え、そのイオン格子の振動が他の電子を引き寄せて二つの電子が電子対(クーパー対)を形成してできた超伝導電子が関わっている。この電子対は抵抗を受けずに進むことができる。

超伝導体には臨界電流密度(J_c)、臨界磁界(H_c)、臨界温度(T_c)が存在し、臨界値以上の電流や磁界を印加したり、臨界値以上の温度になると超伝導状態が破れて常伝導の状態になる。

超伝導体は第1種超伝導体と第2種超伝導体に分類される。第1種超伝導体は図3.1のような外部磁界(H)に対する磁化(-M)の変化を示し、また第2種超伝導体は図3.2のような(-M)の磁化変化を示す。本論文で取り扱う空洞材のニオブは第2種超伝導体で、臨界温度は $T_c=9.25\text{K}$ である。

第2種超伝導体は下部臨界磁界 H_{c1} 以下では第1種超伝導体と同じ性質を示し、 H_{c1} と上部臨界磁界 H_{c2} の間は超伝導状態と常伝導状態との混合状態であり、不完全なマイスナー効果を示す。混合状態では磁束の侵入が許され、磁束が貫いた部分は常伝導状態である。磁束が貫いた常伝導状態の周りを環状電流が流れている。この構造を渦糸と云い、その中心の常伝導領域を芯と呼ぶ。印加磁界が増すにつれて渦糸の数が増す[3-1]。

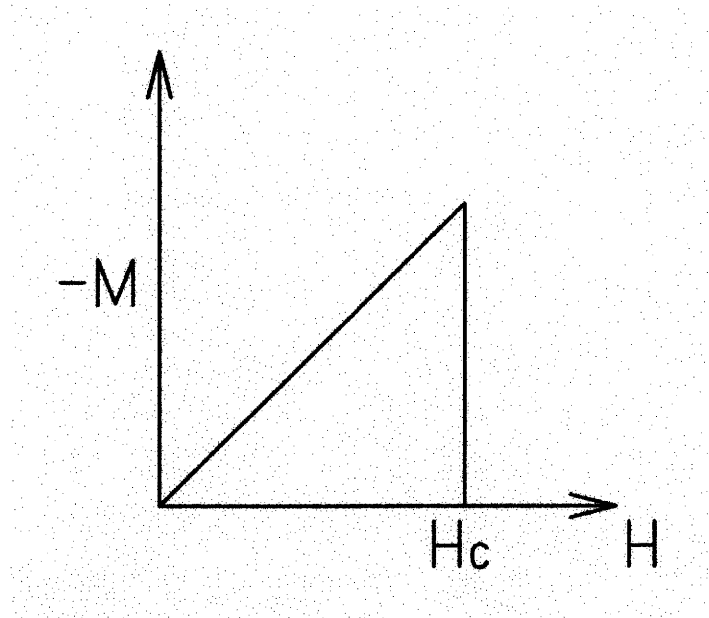


図 3.1 第 1 種超伝導体の磁化曲線

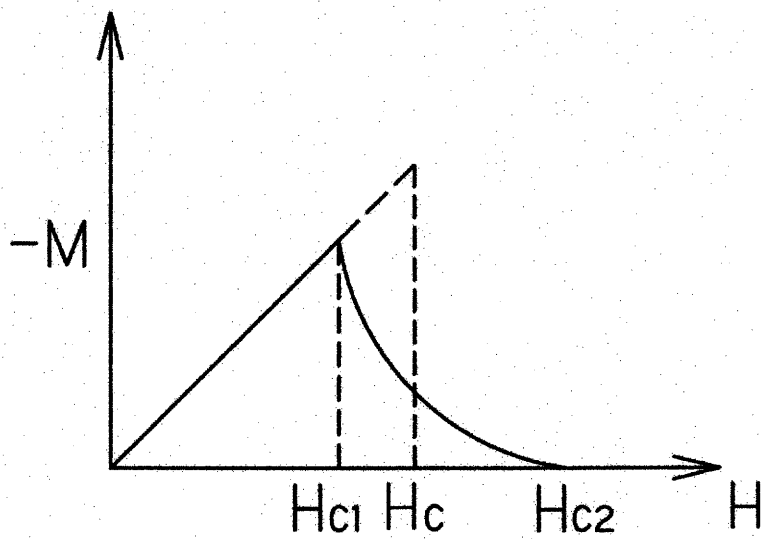


図 3.2 第 2 種超伝導体の磁化曲線

超伝導特性を表すパラメータには、臨界温度、臨界磁界、臨界電流密度の他に、磁界侵入長（ロンドンの侵入長） λ 、コヒーレンス長 ξ 、平均自由行程（ミ

ーンフリーパス) 0 、エネルギーギャップ 2Δ がある。以下にこれらについて記述する。

3-2-1 磁界侵入長 (λ)

超伝導体の表面の極薄い範囲には磁界が侵入する。この深さを磁界侵入長、またはロンドンの侵入長と云う。侵入長は、質量 (m_s)、密度 (n_s)、電荷 (q_s^2) 及び透磁率 (μ_0) により 3.1 式で与えられる。

$$\lambda = \sqrt{\frac{m_s}{n_s q_s^2 \mu_0}} \quad (3.1)$$

また、侵入長は温度依存性があり、G-L 理論によって (3.2) 式で示されている。

$$\lambda(T) = \lambda_0 \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{T}{T_c}\right)^4}}, \quad T \leq T_c. \quad (3.2)$$

ここに、 λ_0 は $T=0$ に於ける磁界侵入長である。磁界侵入長が温度で変わるのは超伝導電子の密度 n_s が温度で変化するためである。 λ は常伝導に於ける電磁界侵入長 δ に比べて、 $\lambda \ll \delta$ である。

3-2-2 コヒーレンス長 (ξ)

超伝導電子 (電子対) が影響を及ぼしあっている距離をコヒーレンス長と云う。コヒーレンス長 ξ と磁界侵入長 λ の比、 $\kappa(T) = \lambda(T) / \xi(T)$ を GL パラメータと称し、この値によって超伝導体は第 1 種及び第 2 種超伝導体に分類される。

$$\kappa < \frac{1}{\sqrt{2}} : \text{第 1 種超伝導体}$$

$$\kappa > \frac{1}{\sqrt{2}} : \text{第 2 種超伝導体} \quad (3.3)$$

コヒーレンス長と温度の関係は G-L 理論によって (3.4) 式で示されている。

$$\xi(T) = \xi_0 \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{T}{T_c}\right)}}, \quad T \leq T_c. \quad (3.4)$$

3-2-3 平均自由行程 (ℓ)

金属中を電子が走る際に不純物と衝突するまでの平均的な移動距離で、 λ 及び ξ と次のような関係にある。

$$\frac{1}{\xi} = \frac{1}{\xi_0} + \frac{1}{\ell} \quad (3.5)$$

従って純金属に不純物を混ぜて純度を下げ、 ℓ を短くして ξ を小さくすることで、 $\kappa = \lambda/\xi > 1/\sqrt{2}$ になって第 2 種超伝導体に変えることができる。

3-2-4 エネルギーギャップ (2Δ)

超伝導に於ける電子のエネルギーレベルの分布はフェルミ分布型であるが、電子対を形成する場合はフェルミエネルギー近傍ではエネルギーが E_F (フェルミエネルギー) より高い状態の電子が占有し、また、電子対を形成しない準粒子は $E_{F \pm \Delta}$ のエネルギー状態に励起された状態になっている。このためフェルミ分布は電子密度の高い上下の間に 2Δ の幅のエネルギーギャップを有するものとなる[3-2]。

電子対は、電子 1 個に対して Δ のエネルギー低下をもたらすから、 2Δ 以上のエネルギーを与えるとこわれる。 $T=0$ に於けるエネルギーギャップ $\Delta(0)$ は (3.6) 式で与えられる。

$$2\Delta(0) = 3.52k_B T_c. \quad (3.6)$$

ここに、 k_B はボルツマン常数で、 $k_B = 8.62 \times 10^{-5} [\text{eV/K}]$ である。(3.6) 式から求めた、 $T=0$ に於けるエネルギーギャップ $\Delta(0)$ は、 $1.40 \times 10^{-3} [\text{eV}]$ である。

更に、エネルギーギャップとマイクロ波の周波数の関係は (3.7) 式で表せる。

$$2\Delta = \hbar\omega \quad (3.7)$$

ここに、 \hbar はプランク常数 $\hbar = 1.0545 \times 10^{-34}$ [joule sec]で、 $\omega = 2\pi f$ である。これにより求めた周波数は、 $f = 6.76 \times 10^{11}$ [Hz]で約 1 THz である。これ以上の周波数では電子対 がこわれて超伝導状態が維持できなくなる。

3-2-5 臨界磁界 (H_{c1} , H_c , H_{sh})

H_{c1} と H_{c2} の温度依存性を測定することにより、 H_c , H_{sh} , ξ , λ が計算できる[3-3]。なを H_{sh} は Superheating field と称し、超伝導状態と常伝導状態から成る混合状態に磁場の侵入を許す臨界値である。これらの関係を以下に示すと、 H_c は H_{c1} と (3.8) 式の関係で示されている[3-4]。

$$\frac{H_{c1}}{H_c} = 0.9 \left[1 + 0.0925 \left(1 + \frac{T}{T_c} \right) \right] \quad (3.8)$$

そして、 H_{sh} は H_c と λ , ξ とで (3.9) 式の関係にある。

$$H_{sh} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\lambda/\xi}} H_c \quad (3.9)$$

更に、 H_{c2} と ξ の関係、及び H_c と ξ , λ の関係は (3.10) 式と (3.11) 式で示されている。

$$H_{c2} = \frac{\phi_0}{4\pi\xi^2} \quad (3.10)$$

$$H_c = \frac{\phi_0}{4\pi\xi\lambda} \quad (3.11)$$

ここに ϕ_0 は磁束量子で、 $\Phi_0 = 2.07 \times 10^{-15}$ Wb = 2.07×10^{-7} Gauss \cdot cm² である。

H_{c1} と H_{c2} の温度依存性の測定例が参考文献[3-3]に示されている。これによると、KEK で測定された R=400 (1400°Cでアニール) のニオブの H_{c1} と H_{c2}

の温度依存性は図 3.3 の通りである。また、この測定値を用いて計算で求めた λ と ξ の温度依存性のカーブは図 3.4 の通りである。

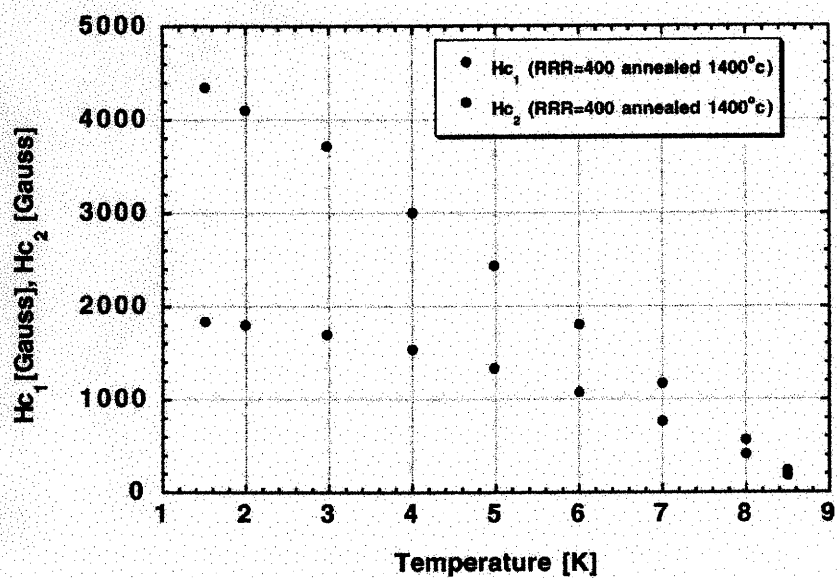


図 3.3 Hc1 と Hc2 の温度依存性

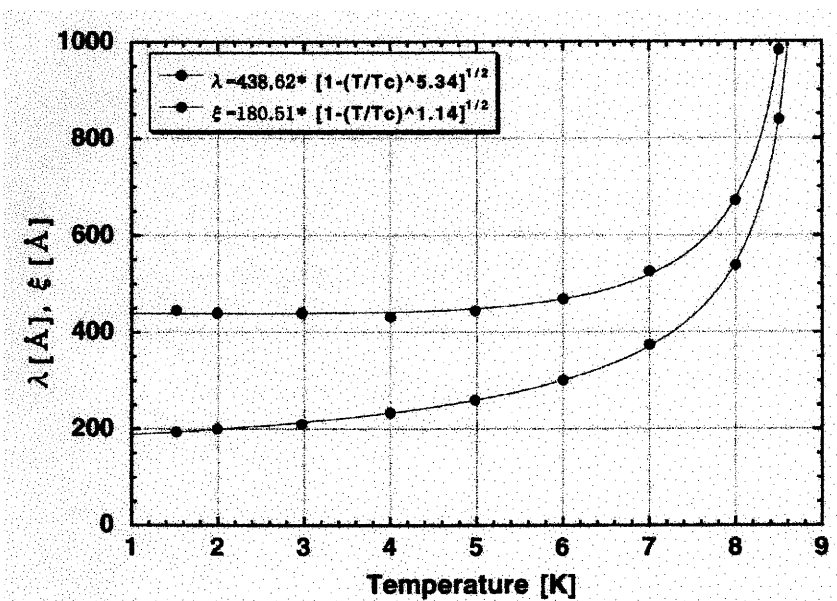


図 3.4 λ 及び ξ の温度依存性

更に、 H_c と λ 及び ξ から求めた H_{sh} の温度依存性カーブは図 3.5 で示す通りである。そしてこのカーブは 3K 以下の温度で 1800Gauss に収束し、 T_c 以下の全ての温度領域で測定した空洞の RF による磁場 (H_{crf}) が、この曲線によくフィットすることを述べている。

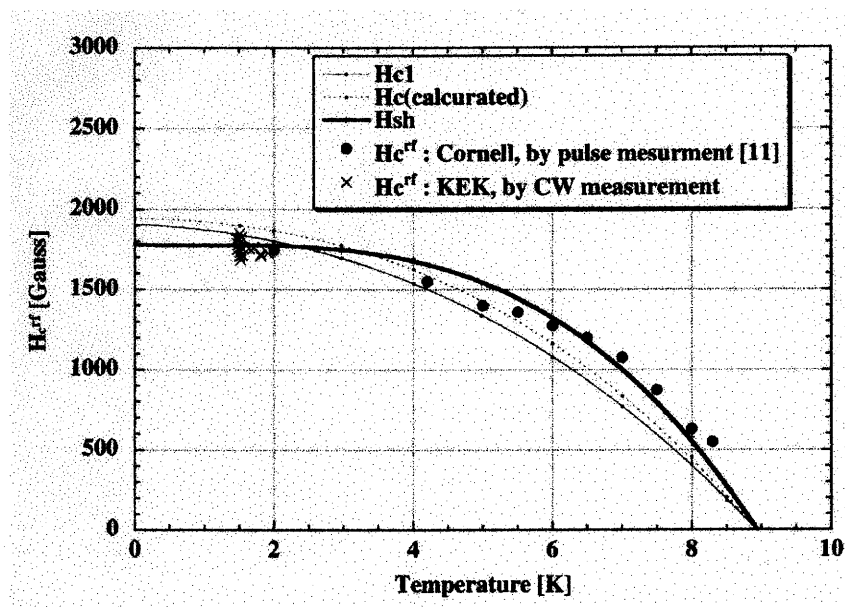


図 3.5 H_{sh} の温度依存性 (青色の曲線)

3-3 表面抵抗の発生

超伝導に於ける電気磁気的現象は超伝導電子 (s) と常伝導電子 (n) で構成する 2 流体モデルとして取り扱われる。電子は $T=0$ では全て超伝導電子で、 T_c 以上の温度では全て常伝導電子である。そして、 $0 < T < T_c$ の有限温度範囲では超伝導電子と常伝導電子が混在している。従って $0 < T < T_c$ の範囲での電流は、密度 n 、電荷 q 、速度 v とすると、それらの成分の下付きに超伝導を表す s 及び常伝導を示す n を付記して (3.12) 式で表せる。また、それぞれの運動方程式は (3.13) 式で示される。式中のそれぞれの速度 v は運動方程式 (3.13) から求められる。M は質量、E は電場を表す。また、常伝導の運動方程式には衝突 (摩擦) の項が加わる[3-2]。

$$J = J_s + J_n, \quad J_s = n_s q_s v_s, \quad J_n = n_n q_n v_n \quad (3.12)$$

$$\begin{aligned}
m_s \frac{\partial v_s}{\partial t} &= q_s E, \quad m_s = 2m_e, \quad q_s = 2(-e) \\
m_e \frac{\partial v_n}{\partial t} &= q_n E - m_e \nu v_n, \quad q_n = -e \quad (3.13)
\end{aligned}$$

時間的変動が $\exp(j\omega t)$ に比例すれば、($\omega=2\pi f$ で、 f は周波数)、電流と電界の関係式 (3.14) が導かれる。

$$\begin{aligned}
J_s &= \frac{n_s q_s^2}{j\omega m_s} E = \frac{\omega_{ps}^2 \epsilon_0}{j\omega} E \\
J_n &= \frac{n_n e^2}{j(\omega - j\nu)m_e} E = \frac{\omega_{pe}^2 \epsilon_0}{j(\omega - j\nu)} E \quad (3.14)
\end{aligned}$$

ここに、 $\omega_{ps} = \left(\frac{n_s q_s^2}{m_s \epsilon_0}\right)^{1/2}$ 、 $\omega_{pe} = \left(\frac{n_e e^2}{m_e \epsilon_0}\right)^{1/2}$ である。

従って、超伝導体に流れる全電流密度 J は (3.15) 式で表せる。

$$\begin{aligned}
J &= \left(\frac{n_s q_s^2}{j\omega m_s} + \frac{n_n e^2}{j(\omega - j\nu)m_e} \right) E \\
&= \left(\frac{\omega_{ps}^2}{j\omega} + \frac{\omega_{pe}^2}{j(\omega - j\nu)} \right) \epsilon_0 E \\
&= \left(\frac{\omega_{pe}^2 \nu}{\omega^2 + \nu^2} - j \left(\frac{\omega_{ps}^2}{\omega} + \frac{\omega_{pe}^2 \omega}{\omega^2 + \nu^2} \right) \right) \epsilon_0 E \\
&= (\sigma_n - j(\sigma_s + \sigma_{nj})) E = \sigma E \quad (3.15)
\end{aligned}$$

ここに、 σ は導電率である。

$\nu \gg \omega$ の条件に於いては (3.16) 式になる。

$$\begin{aligned}
 J &= \left(\frac{n_n e^2}{\nu m_e} - j \frac{n_s q_s^2}{\omega m_s} \right) E \\
 &= \left(\frac{n_n e^2}{\nu m_e} - j \frac{1}{\omega \mu_0 \lambda^2} \right) E \\
 &= \left(\frac{\omega_{pe}^2}{\nu} - j \frac{\omega_{ps}^2}{\omega} \right) \epsilon_0 E = (\sigma_n - j\sigma_s) E \quad (3.16)
 \end{aligned}$$

ここで、 $\lambda = c/\omega_{ps}$ 、 $c^2 = 1/\epsilon_0 \mu_0$ である。

超伝導の伝導率は σ は、 $\sigma = \sigma_n - j\sigma_s$ で、超伝導電子はインダクタンス成分（虚数部）に、また常伝導電子は抵抗成分（実数部）に入っていて、高周波電流に対して抵抗を持つことを示している。更に、超伝導の磁界侵入長 λ 及び常伝導の電磁界侵入長 δ を使って導電率を書き表すと、(3.17a) と (3.17b) 式になる。

$$\sigma_n = \frac{\omega_{pe}^2 \epsilon_0}{\nu} = \frac{n_n e^2}{\nu m_e} = \frac{2}{\omega \mu_0 \delta^2} = \frac{\epsilon_0 c^2}{\nu \lambda^2} = \frac{1}{\nu \mu_0 \lambda^2} \quad (3.17a)$$

$$\sigma_s = \frac{\omega_{ps}^2 \epsilon_0}{\omega} = \frac{1}{\omega \mu_0 \lambda^2} \quad (3.17b)$$

ここに、 $\lambda^2 = \frac{c^2}{\omega_{ps}^2} = \frac{m_s}{n_s q_s^2 \mu_0}$ 、 $\delta^2 = \frac{2}{\omega \mu_0 \sigma_n}$ 、 $c^2 = \frac{1}{\mu_0 \epsilon_0}$ である。

σ の式に於いて周波数 ω を 0（直流）にすると導電率 σ は無限大になり、完全導電性を示す。また、 ω が増加すると σ が減少する。

一方、超伝導体の表面インピーダンス Z_s は (3.18) 式で表せる。

$$Z_s = \frac{E_t}{H_t} = \sqrt{\frac{\mu_s}{K_s}} = R_s + jX_s \quad (3.18)$$

ここで、 R_s は表面抵抗で表面インピーダンスの実数部として与えられる。虚数部は表面リアクタンスである。また、 E_t 及び H_t は導体境界面に於ける電界と磁界の接線成分である。更に、 μ_s は超伝導の透磁率で、ここでは真空の透磁率 μ_0 を用いる ($\mu_s = \mu_0$)。 K_s は超伝導の誘電率で、 $K_s = \epsilon_0 + (\sigma / j\omega)$ であるが、 σ が大きいとすれば、 $K_s = \sigma / j\omega$ で与えられる。従って Z_s は (3.19) 式に書き換えられる。

$$Z_s = \sqrt{\frac{j\omega\mu_0}{\sigma}} = (1+j)\sqrt{\frac{\omega\mu_0}{2\sigma}} \quad (3.19)$$

表面インピーダンス Z_s は (3.19) 式の σ に (3.16) 式の $\sigma = \sigma_n - j\sigma_s$ を代入して求められる。

$$Z_s = (\omega\mu_0)^{1/2} \left(\frac{\sigma_n}{2\sigma_s^{3/2}} + j\frac{1}{\sigma_s^{1/2}} \right) \quad (3.20)$$

更に、 σ_n には $\sigma_n = 2/\omega\mu_0\delta^2$ を、また σ_s には $\sigma_s = 1/\omega\mu_0\lambda^2$ をそれぞれ代入する。

$$Z_s = \frac{\omega\mu_0\lambda^3}{\delta^2} + j\omega\mu_0\lambda = \frac{\omega^2\mu_0^2\lambda^3\sigma_n}{2} + j\omega\mu_0\lambda \quad (3.21)$$

(3.21) 式の実数部は表面抵抗 R_s に、虚数部は表面リアクタンス jX_s にそれぞれ対応している。そして、表面抵抗 R_s は BCS 抵抗の温度依存性の式に対応している。

$$R_s = \frac{1}{2}\mu_0\lambda^3(T)\sigma_0(T)\omega^2 \exp^{-\frac{A}{kT}} \rightarrow R_{BCS} = A\frac{\omega^2}{T} \exp^{-\frac{A}{kT}}$$

3-4 空洞の加速電界の制限

超伝導高周波空洞に特有な加速電界の制限として臨界磁界によるものがあるが、図 3.5 に示したように 2K 以下の温度領域では、臨界磁界の中で最も小さい H_{sh} の値で最大加速電界が制限される。例えば、 H_{sh} が 1800GGauss のニオブ

から成る、1300MHz の $H_p/E_{acc}=43.8$ に設計された空洞では、1.8K での加速電界はおよそ 41MV/m に制限される。RF パワーの増加とともに空洞の磁界 H_{rf} も強くなり、ついには H_{sh} の値を越えて超伝導状態が保たれなくなる。

また、超伝導空洞の性能を制限する磁気的な問題として地磁気や加速器に附属した周辺器機による外部磁場がある。第 2 種超伝導体では H_{c1} で磁束の侵入が始まり、表面欠陥がある場合はその常伝導状態の部分に侵入した磁束がここにピン止めされる。ピン止め力以上の高周波電流が流れると磁束が動かされて抵抗が現れる。また、サーマルクエンチやマルチパクティングの後では表面抵抗が増えるが、これもまた、発熱した常伝導状態の部分に磁束が侵入し、この磁束が高周波で動かされて抵抗が生じる。

3-5 結 語

超伝導について整理すると、先ず超伝導の特徴は直流の電気抵抗が 0 になる完全導電性と磁束を跳ね返す完全反磁性（マイスナー効果）を示すことである。

次に超伝導体には臨界電流密度、臨界磁界及び臨界温度があり、臨界値より低い値の状態では超伝導状態を示し、臨界値を超えると超伝導状態が壊れて常伝導状態になる。

また、超伝導体は第 1 種超伝導体と第 2 種超伝導体に分類される。第 1 種超伝導体は外部磁界に対して完全反磁性を示し、臨界磁界 H_c に達すると常伝導状態になる。そして、第 2 種超伝導体は下部臨界磁界 H_{c1} までは第 1 種超伝導体と同じ性質を示し、下部臨界磁界 H_{c1} 以上と上部臨界磁界 H_{c2} 以下の間では超伝導状態と常伝導状態の混合状態であり、 H_{c2} 以上では常伝導状態になる。混合状態では部分的に存在している常伝導状態の部分に磁束が捕捉される（ピン止め効果）。

表面抵抗に関しては、有限温度の超伝導状態では電子対（クーパーペア）を形成している超伝導電子と、そうでない常伝導電子（抵抗 0 でない）が混在している。従って $0 < T < T_c$ では、電子密度 n の電子系は密度 n_n の常伝導電子系と密度 n_s の超伝導電子系で構成される 2 流体モデルとして考える。これにより全電流密度 J は、 $J = (\sigma_n + j\sigma_s)E$ で表せ、抵抗を持つことを示している。また、超伝導体の表面インピーダンス Z_s は、 $Z_s = R_s + jX_s$ で表せる。電流密度 J の式と表面インピーダンス Z_s を結びつけた式を ω 、 μ_0 、 λ を含む式に書き換えれば、表面抵抗 R_s は、

$$R_s = \frac{1}{2} \mu_0 \lambda^3(T) \sigma_0(T) \omega^2 \exp^{-\frac{\hbar}{kT}} \rightarrow R_{BCS} = A \frac{\omega^2}{T} \exp^{-\frac{\hbar}{kT}}$$

度依存性の式に対応する。このように超伝導状態では ω 、 μ_0 、 λ 、 T に関係した抵抗を持つ。

超伝導高周波空洞の加速電界を制限するものとして臨界磁界 (H_{sh}) がある。高純度ニオブの H_{sh} を 1800Gauss とすれば、 $H_p/E_{acc}=43.8$ とした我々が提案したクラッドシームレス空洞 (1NC2) は 40MV/m の理論的加速電界に達し、高電界を得られることが実証された (第 7 章に記述)。この他に空洞の表面抵抗を増加させる原因として、混合状態にピン止めされた磁束がある。この磁束は外部磁場の捕捉による磁束と、クエンチによる温度差で生じた磁束がある。前者はもともと存在していた材料欠陥の常伝導状態の部分に外部からの磁束が捕捉される場合で、また後者は、発熱して常伝導になった部分に、温度差で生じる熱起電流によって誘導された磁束がトラップされる場合である。磁束は局所的な常伝導状態の部分にピン止めされるが、高周波電流が流れると磁束が動かされて抵抗を生ずる。

[参考文献]

- [3-1] 中嶋貞雄、超伝導入門、新物理学シリーズ9、培風館、1996年1月20日
- [3-2] 大沼俊朗、超伝導電磁気学、コロナ社、1995年11月20日
- [3-3] K.Saito, "Critical Field Limitation of the Niobium Superconducting RF Cavity", Proceedings of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Epcac Tsukuba International Congress Hall, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001.
- [3-4] R.A.French, "Intrinsic Type-2 Superconductivity in Pure Niobium", Cryogenics, October, 1968, p.301-p.308.

第4章 空洞の表面処理方法及び空洞の性能を制限する現象

4-1 緒言

空洞の性能を向上するためには表面処理は不可欠な工程であり、多様な処理方法の中から、個々の空洞の表面状態に応じて適切ものを選択して適用する。この章ではこれまでの研究で開発された表面処理の方法を説明する。また空洞製作上必要な知識として、空洞の性能を制限している現象について述べる。

4-2 空洞の表面処理法

製作した空洞内部のニオブ表面は小さな傷や酸化膜があり、更に溶接構造の空洞では溶接欠陥を生じる場合がある。これらの表面欠陥は空洞性能の低下の原因となるので、欠陥部分を機械的な研磨や電解研磨、化学研磨等の表面処理の方法を用いて除去しなければならない。大きな傷や溶接欠陥がなくても加工変質層を取り除くために、これまでの経験から $100\mu\text{m}$ の研磨が必要とされている。以下に空洞の表面処理の方法について述べる。

4-2-1 機械研磨

一般的に機械研磨にはバレル研磨とバフ研磨、及びグラインダーによる研削が用いられ、空洞の製作工程で生じた表面欠陥層や傷及びクラックの除去、または面の平滑化、あるいはスパッターボールの除去や溶接シームの整形等の溶接欠陥の修復に使われ、荒仕上げ的な処理で電解研磨や化学研磨の前処理に用いられる。バフ研磨やグラインダー研削は空洞内を局部的に研磨する方式で、部分的に存在する欠陥を一つずつ個々に除去する。この研磨はハーフセルの段階での作業に適し、完成した空洞、特に多連空洞に対しては欠陥部が見ずらく、適切な処置ができない場合がある。これに対しバレル研磨は空洞内に研磨材をいれて、空洞軸を中心に空洞を回転させて内面全体を一括して研磨するので、空洞内に数多く点在する欠陥層の除去及び面の平滑化や面の均一化に向いている。しかしバレル研磨は研磨速度が遅い。

最近、空洞に公転と自転を与えて研磨する方式の遠心バレル研磨で研磨速度が大幅に改善された報告があり、これによると平均研磨速度は $25\mu\text{m}/8\text{hr}$ である[4-1]。図 4.1 に、遠心バレル研磨装置に単空洞をセットした状態の写真を示す。

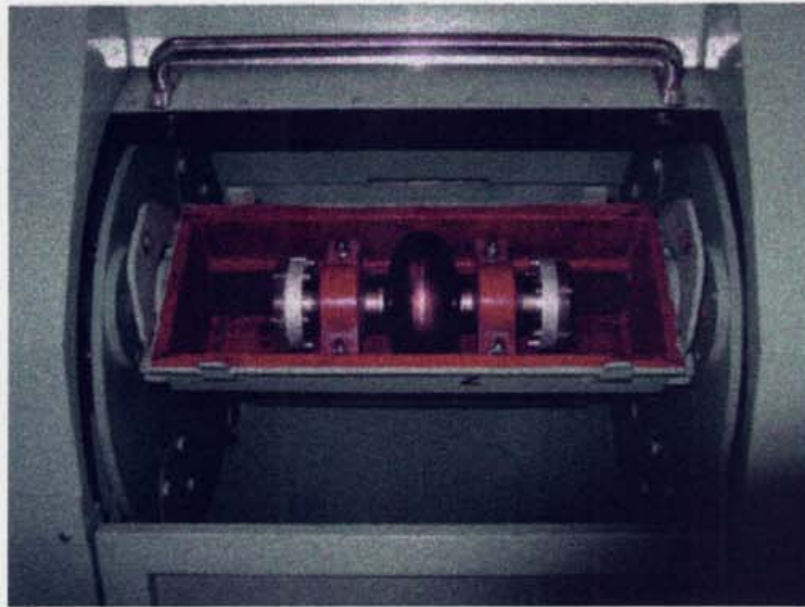


図 4.1 遠心パレル装置にセットした単空洞

4-2-2 電解研摩

電解研摩は KEK が TRISTAN 建設の時、ニオブ空洞の表面処理として採用し開発してきたもので、以来 KEK では空洞の表面処理に電解研摩が多く使われてきた。これに対し外国のほとんどのでは後述の化学研摩が用いられている。電解研摩は加工変質層や表面汚染層の除去、及び表面の平滑化のために用いられる。研摩液は 95%硫酸 10 : 46%フッ化水素酸 1 の混合液である。研摩の方法は研摩液を入れた空洞（ニオブ）を陽極にして、液内の陰極との間に電流を流す。この結果、液の温度や電流密度等の適切な電解条件の基でニオブ面が溶解し研摩される。典型的な電界研摩の電流密度は $50\text{mA}/\text{cm}^2$ で、 $30\text{mA}/\text{cm}^2$ 以上でないとエッチングを起こして面を荒らす。電解研摩は装置や操作が複雑になり、汚染物の除去や液組成の調査等、電解液の管理にも手間が掛かる。また研摩量も化学研摩に比べ小さく、一般的なものでの平均研摩量は約 $0.4\ \mu\text{m}/\text{min}$. である。しかし、これまでに経験的に云われている欠陥層除去に必要な研摩量 ($100\ \mu\text{m}$) 以上を化学研摩のみで処理 ($100\ \mu\text{m}\sim 250\ \mu\text{m}$) した空洞がいずれも $26\text{MV}/\text{m}$ 以下の加速電界に制限されていたのが、 $250\ \mu\text{m}$ 化学研摩に少量の電解研摩 ($30\ \mu\text{m}$) を加えることで $30\text{MV}/\text{m}$ 以上の高電界が得られたと云う、電解研摩が化学研摩よりも高電界化に優位性を示す結果が報告されている[4-2]。図 4.2 に電

電解研磨中の単空洞を示す。

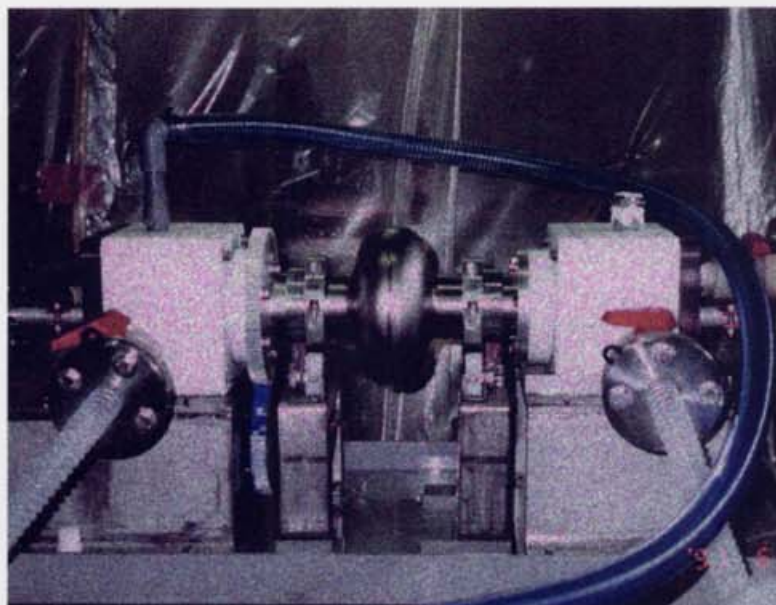


図 4.2 電解研磨中の単空洞

4-2-3 化学研磨

化学研磨もまた加工変質層や表面汚染層の除去、及び表面の平滑化を目的にした表面処理の方法である。化学研磨は電解研磨に比べて設備や取り扱いが簡単な上、研磨速度が約 $10 \mu\text{m}/\text{min}$. (室温) で比較的大きい。研磨液は 46% フッ化水素酸と 60% 硝酸及び 85% 燐酸の容量比 1:1:1 の混合液である。最も簡単な研磨方法は縦姿勢状態の空洞に研磨液を注ぎ、空洞外部を水冷しながら研磨時間を計って処理する方法である。しかしこの方法は空洞の上下で研磨量に差が生じ、上側の方が多く削れる。また液温を一定に保つために、温度上昇した研磨液を交換する必要がある。更に多連空洞の研磨には操作性が良くない。これらの欠点を補うために開発された横型の研磨装置では、横姿勢の回転する空洞内に温度管理された液を循環させるので、研磨量のばらつきが少なく、しかも多連空洞の研磨にも対処できる。この装置では研磨液のレベルは横姿勢の空洞軸線であるので研磨量は縦姿勢のものより小さいが、それでも約 $8 \mu\text{m}/\text{min}$. である[4-3]。外国では化学研磨が主流で、BCP (Buffered Chemical Polishing) と称し、フッ化水素酸、硝酸、燐酸の容量比が 1:1:2 の研磨液が用いられて

いる。BCPによりしばしば空洞の性能を落とす水素病を起す原因になっている。単空洞を化学研磨している様子を図 4.3 に示す。

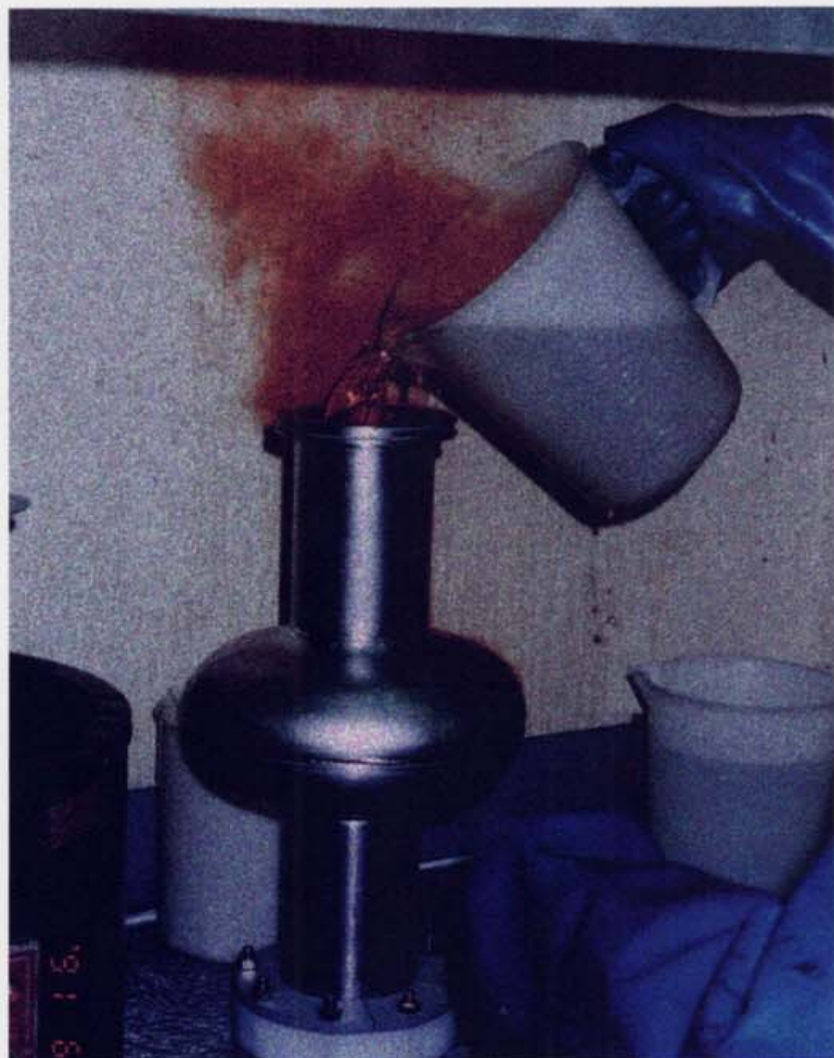


図 4.3 単空洞の化学研磨

4-2-4 熱処理

熱処理（アニール）は真空炉で 750℃前後（外国では 800℃）の温度で処理する。脱ガスにより RRR の値を高くすると共に加工歪みの除去等ニオブ材の均一性を得る。特に、ニオブに吸蔵された水素を脱ガスして空洞性能の低下の原因である水素病（Q-disease）[4-4]の発生を防ぐ。熱処理は空洞をチタンで覆って行い、炉内の不純なガスをチタンゲッター作用で吸収し、空洞を汚すのを防

ぐ。図 4.4 に KEK 工作センターに設置してある真空炉の写真を示す。

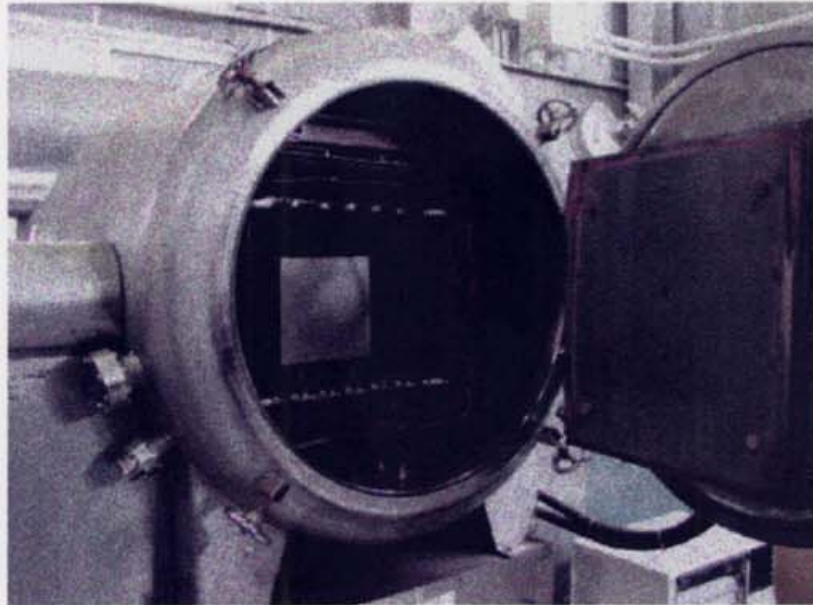


図 4.4 前面の扉を開いた真空炉

4-2-5 高圧水洗

高圧水洗（HPR）は縦姿勢で回転している空洞内部を上下に往復移動するノズルから、約 80～90 気圧の超純水を噴射して、表面のゴミや汚れを洗い流して洗浄する。処理時間は通常約 1 時間程度行う。この手段はフィールドエミッションを防ぐのに有効である。

KEK に設置されている高圧水洗の装置を図 4.5 に写真で示す。

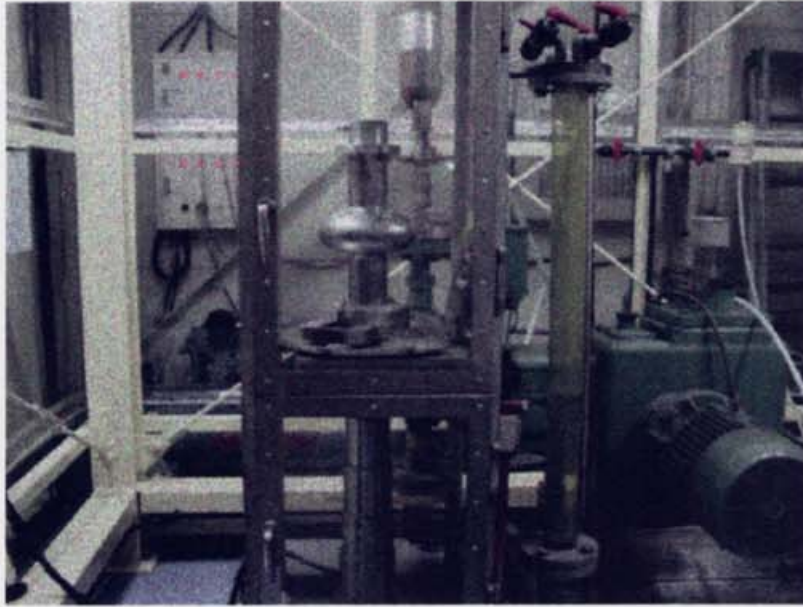


図 4.5 単空洞を洗浄中の高圧水洗装置

4-2-6 ベーキング

ベーキングは、電解研磨や高圧水洗等の処理が完了した空洞を、測定のためのカップラーフランジとピックアップフランジをインジウムシールを用いて組み込んだ後、空洞の真空排気 ($\times 10^{-7} \sim \times 10^{-8}$ 程度) とともに行う。ベーキングは本来、空洞の到達真空度を上げる目的で行われていたが、最近ベーキングの効果として、BCS 表面抵抗の減少 (Q 値の改善) と Q スロープの解消、及び高電界化を示す論文が発表されている[4-5]。

空洞をマントルヒーターで覆い、真空排気しながら $120^{\circ}\text{C} \sim 150^{\circ}\text{C}$ で 2 日間 (約 48 時間) 加温する。この様子を図 4.6 に示す。大気中でのベーキングの他に、空洞外面の酸化を防止するためにヘリウムガスの雰囲気中でベーキングを行う場合もある。図 4.7 に KEK で製作したベーキング装置を示す。



図 4.6 ベーキングの写真

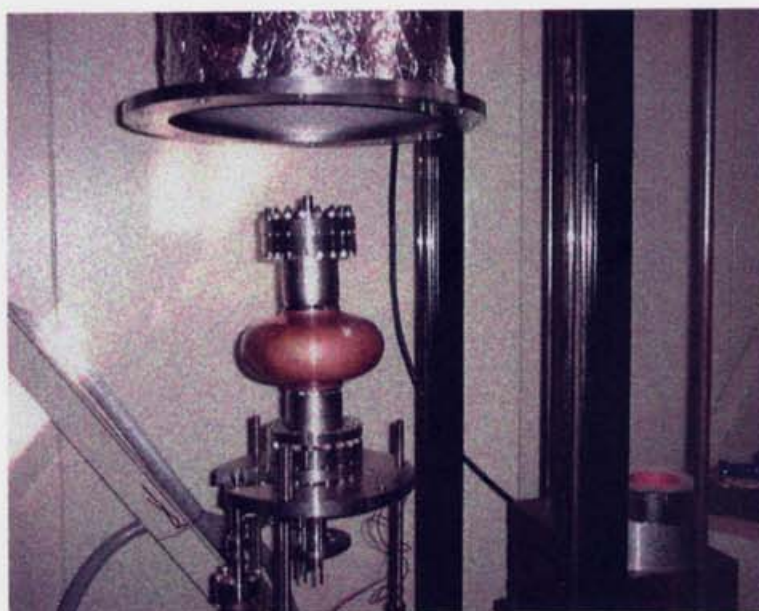


図 4.7 ベーキング装置 (写真上部のチェンバーを被せ、真空排気後にヘリウムガスを充填する。)

以上述べた表面処理の目的と、その方法を表 4.1 にまとめる。

表 4.1 表面処理の目的と方法

表面処理の種類	目的	方法	備考
機械研摩 (バレル研摩) (バフ研摩) (グラインダーによる研削)	大きな欠陥層や傷の除去 溶接シームの盛りあがりの修正 スパッターボールの除去、面の平滑化	バレル研摩は研摩チップを入れた空洞を回転させて、全面を一度に研摩する。 バフ研摩は研摩剤を付けた布を回転させ、局所的に欠陥部を研摩する。	自転のみの一般的なバレル、自転と回転軸に揺動を与えた揺動バレル、及び自転と公転を与えた遠心バレルがある(遠心バレルの平均研摩量の一例は $25\mu\text{m}/8$ 時間)
電解研摩	欠陥層や汚染層の除去 面の平滑化 ($0.5\sim 1\mu\text{m}$)	空洞に研摩液を入れ、空洞を陽極とし、空洞内の陰極との間に通電し、電気化学的に空洞壁を研摩する。	研摩液は 95%硫酸 10 : 46%フッ化水素酸 1 の混合液、典型的な平均研摩量は $0.4\mu\text{m}/\text{min}$. (35°C)
化学研摩	欠陥層や汚染層の除去 面の平滑化 ($10\mu\text{m}$)	空洞に研摩液を入れて、化学溶解して研摩する。 縦姿勢と横回転の二形式ある。(縦姿勢より横回転は研摩分布のばらつきが少ない)	研摩液は 46%フッ化水素酸 1 : 60%硝酸 1 : 85% 磷酸 1 の混合液、横回転の研摩量は平均 $8\mu\text{m}/\text{min}$. ($30\sim 35^\circ\text{C}$)
熱処理	脱ガス (RRR の向上)、 材料の均一化 水素病の防止	真空炉でチタンで覆った空洞を加熱する。チタンのゲッター作用で炉内の不純なガスを吸収する。	一般的な処理条件は 750°C 前後で 3 時間
高圧水洗	表面に付着した汚れや ゴミの洗浄	縦姿勢の空洞内を上下に移動するノズルから高圧超純水を噴射して、空洞壁全面を洗浄する。	$85\text{kg}/\text{cm}^2$ の圧力の超純水で空洞内の全面を洗浄
ベーキング	空洞の高真空度化、BCS 抵抗の減少、Q スロープの解消、クエンチ領域の高電界化	空洞にマントルヒーターを被せ加熱すると共に空洞を真空排気する。	空洞を真空排気 ($\times 10^{-7}\sim \times 10^{-8}$) しながら、 120°C 前後で約 2 日間バークする

KEK はこれまでの多くの空洞測定の結果から、多量化学研摩 ($100\mu\text{m}$ 以上) で加工変質層を除去した後少量の電解研摩 ($30\mu\text{m}$ 以下) で仕上げ、 120°C 前後のベーキングをすれば、加速電界は $30\text{MV}/\text{m}$ に達し、熱処理をしなくとも水素病が発生しないような表面処理の方法を見出した。

4-3 空洞の性能を制限する現象

空洞の性能は Q 値と最大加速電界 ($Q_0\text{-}E_{\text{acc}}$ カーブ)、及び表面抵抗の温度依存性 ($R_s\text{-}1/T$ カーブ) で評価される。表面抵抗 R_s は、材質と周波数、及び温度で決まる高周波表面抵抗 R_{BCS} と、材料の純度と空洞製作時の傷等の表面欠陥や

溶接欠陥、及び表面処理の状態等で決まる残留抵抗 R_{ress} の和で表す。高性能の空洞とは Q 値が高く、高い加速電界が得られ、表面抵抗が小さいことを意味する。高い Q 値を得るには残留抵抗 R_{ress} を小さくする必要があり、そのために表面処理の中から適切な処理方法を選択して用いるが、空洞の性能を制限する現象やその規模が判れば、これに対処する適切表面処理の方法が選べる。

性能を制限する現象として、フィールドエミッション、マルチパッキング、サーマルクエンチ、Q スロープ、水素病等があり、これらに有効な処理法が実験的に確かめられている。

4-3-1 電子電界放出 (フィールドエミッション)

金属表面に電界がかかるとトンネル効果により電子が放出される。高周波の場合のフィールドエミッション電流は、(4.1) 式であたえられる[4-6]。

$$I_e = S \times (\beta E_p)^{2.5} \times e^{\left(\frac{-6830\phi^{1.5}}{\beta E_p}\right)} \quad (4.1)$$

ここに、 E_p は最大表面電界で、加速電界 E_{acc} と比例関係 ($E_p = aE_{\text{acc}}$) にあり、空洞のビームパイプ周辺に存在する。S はエミッターの大きさまたはエミッターの数を表す。 ϕ は仕事関数である。 β はフィールドエンハンスメント係数で突起や清浄度等表面状態のパラメーターである。

フィールドエミッション電流は加速電界とともに増加し、この電子を加速するためにストアードエネルギーが消費され、Q 値は指数関数的に減少する。また、加速された電子は空洞壁に衝突して温度を上昇させ、超伝導破壊を招く。

フィールドエミッションの防止策は (4.1) 式の E_p 、 β 及び S の各値を小さくすることで、 E_p については加速電界との比 (a) を小さくするような空洞形状に設計することである。具体的にはビームパイプの径を細くすることで a の値を小さくしている。電子加速の空洞では a の値を 1.8~2 程度にしている。 β の値を小さくするには突起のない滑らかな面を作ること、電解研磨を施すことは有効である。S を小さくすることは主にエミッターの原因であるゴミを減らして清浄な面を実現することで、それには高圧水洗を用いる。また空洞の組み立ては外部からのゴミの侵入を防ぐためにクラス 100 のクリーンルームの中で行われる。

図 4.8 に、スピニング法による RRR=250 のニオブバルク空洞 (KENZO-4) の Q_0 -Eacc カーブを示す。フィールドエミッションにより、15MV/m 付近の加速電界から Q_0 の減少が始まっている。

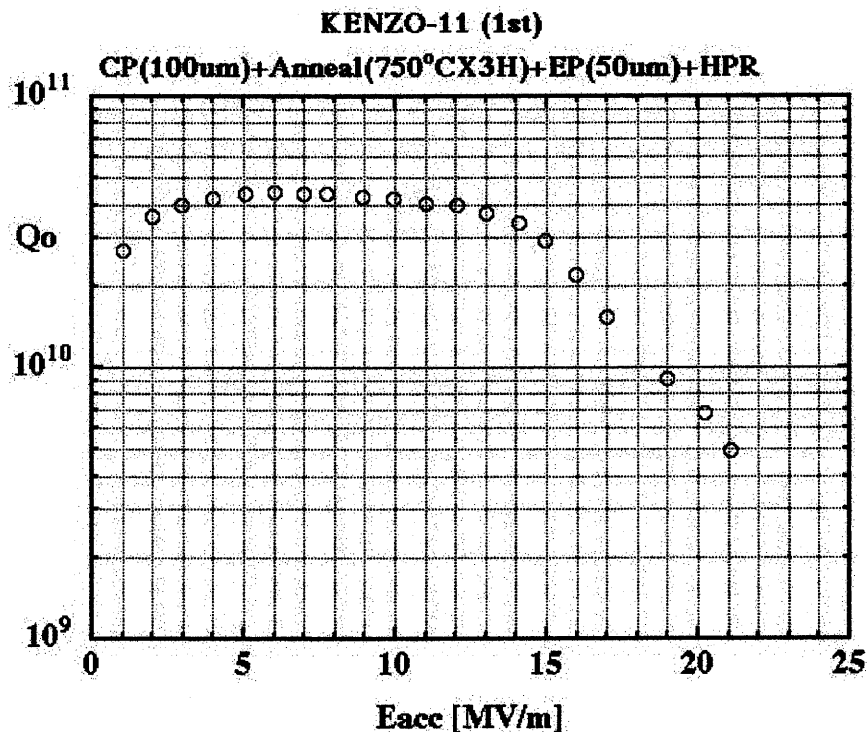


図 4.8 フィールドエミッションを示す Q_0 -Eacc カーブ

4-3-2 共鳴的電子増殖 (マルチパクタリング)

フィールドエミッション等で発生した電子が空洞壁に衝突して表面から二次電子を放出する。放出された二次電子は高周波電場に曲げられて再び壁面に衝突する。空洞の表面状態によるが、電子放出係数が 1 よりも大きいと衝突電子の数より多くの電子が放出され、衝突する度に電子が増える。これらの電子が空洞内のストアードエネルギーを消費するために Q 値は急激に下がる。二次電子の軌跡は図 4.9 に示すように、衝突点と同じ場所のもの (One Point Multipacting) と二点間で衝突するもの (Two Point Multipacting) がある。電子の運動は高周波の周期に同期したもので、質量を m 、電荷 e 、磁場を B とした、

サイクロトロン運動の回転角速度 $\omega = eB/m$ と同様に与えられる。このように磁場と関係を持つマルチパクタリングは表面磁場の強い空洞の赤道部付近で起きる。空洞の電子加速 ($\beta=1$) の場合の最大磁場 H_p と周波数 f の比と次数 n の関係は (4.2) 式と (4.3) 式で示される。

$$\begin{array}{ll} \text{[One point]} & \text{[Two point]} \\ \frac{H_p}{f} = \frac{0.28}{n} & (4.2) , \quad \frac{H_p}{f} = \frac{0.56}{(2n-1)} & (4.3) \end{array}$$

ここで、 $H_p = aE_{acc}$ である。

マルチパクタリングを防ぐ対策として、空洞のセル形状を球形や楕円にして赤道部の左右対象面の表面電界を 0 にすることでマルチパクタリングが起きにくくしている。また、マルチパクタリングを起こすきっかけとなるフィールドエミッションの発生を防止する。そして、二次電子放出係数を小さくするために清浄な表面をつくる。このための表面処理はフィールドエミッション対策と同様な方法の電解研磨や高圧洗浄が適している。

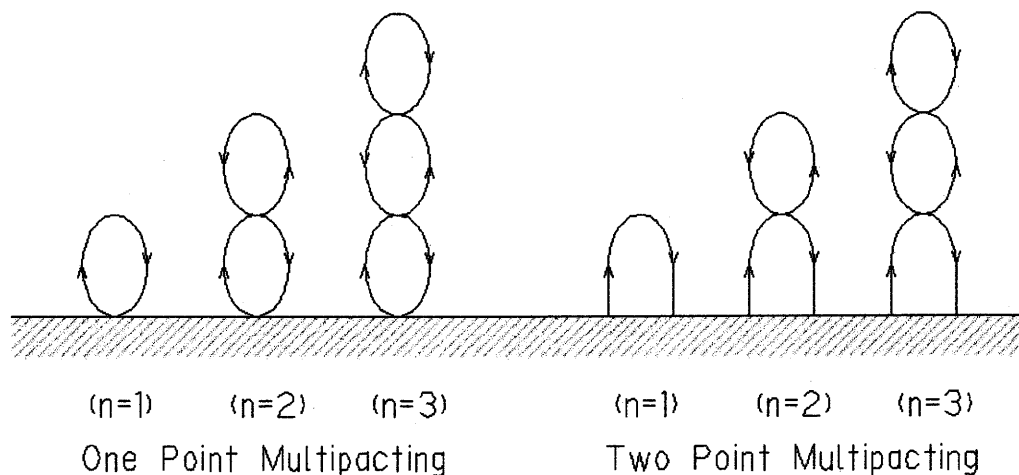


図 4.9 マルチパクタリングのイメージ図

図 4.10 にマルチパクタリングが起った Qo-Eacc カーブの例を示す。

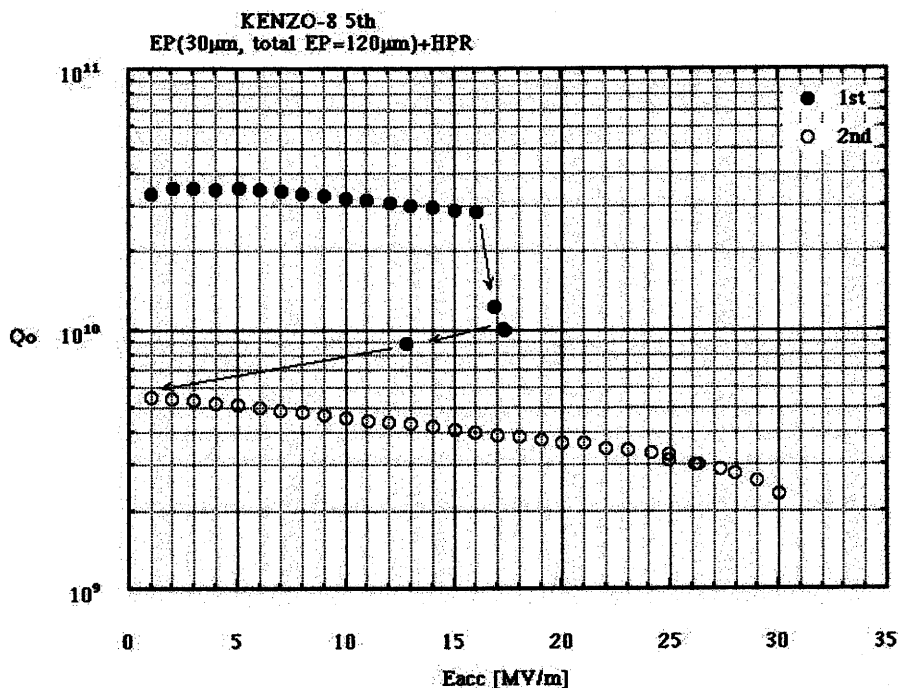


図 4.10 マルチパクタリングが起った Qo-Eacc カーブ

4-3-3 サーマルクエンチ

加工中の傷、酸化膜、ゴミ等の表面欠陥のある面に表面電流が流れるとその場所が発熱して周辺の温度が超伝導の臨界温度以上になり、熱的に超伝導状態が破壊されて空洞がクエンチする。この状態では入力パワーを増やしても加速電界は上がらない。

クエンチを抑制するために熱伝導率の良い空洞材を用いるが、既に熱伝導率が決まっている空洞では再度の機械研磨、化学研磨、電解研磨等の表面処理で欠陥を除去する。

図 4.11 に、比較的二オブの表面が滑らかでなかったために高電界に至らず、発熱してクエンチした空洞 (BC-1) の Qo-Eacc カーブの例を示す。

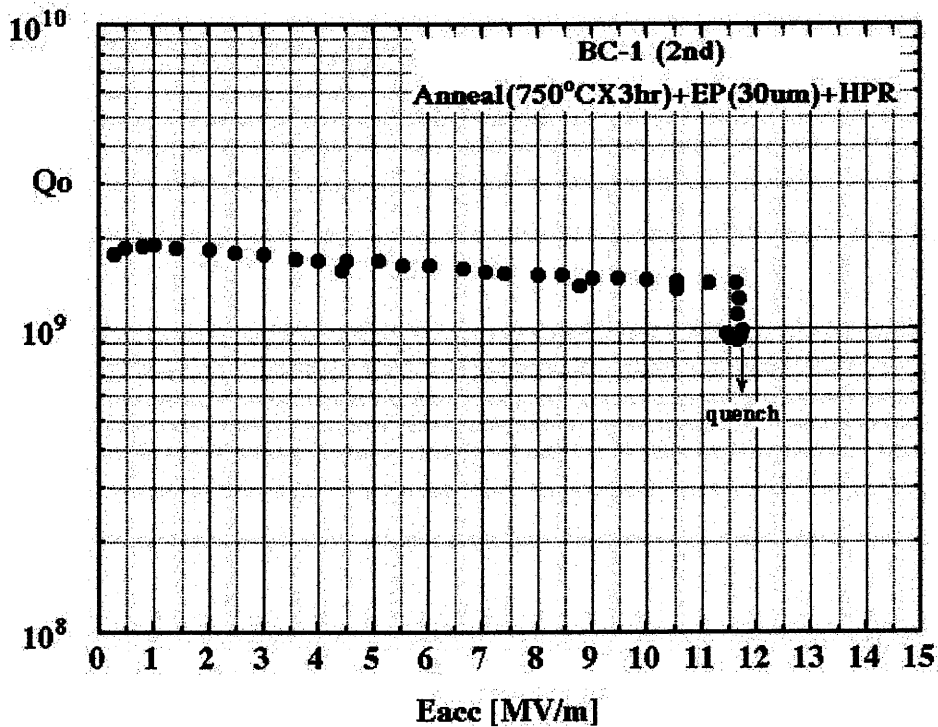


図 4.11 サーマルクエンチの Q_0 - E_{acc} カーブ例

4-3-4 Q スロープ

これは高電界で Q 値が落ちる現象で、一見フィールドエミッションによる Q 値の落ちに似ているが、フィールドエミッションの Q 値の落ちは約 15MV/m の加速電界で始まるのに対し、 Q スロープの場合はもっと高電界側の 25MV/m あたりに Q 値が落ち始める。また、フィールドエミッションはゴミ等の電子を放出する種を取り除かなければ解消しない。これに対して Q スロープの場合は、同一空洞のベーキング前の状態で Q 値の落ちがあったものが、ベーキング後では Q 値の落ちが解消されて加速電界伸びたことから、フィールドエミッションとは別の現象である。これはベーキングをすることで主に高周波の侵入深さが変わるような、超伝導体の性質が変化する現象である。図 4.12 にベーキング前後の Q_0 - E_{acc} カーブを示す。

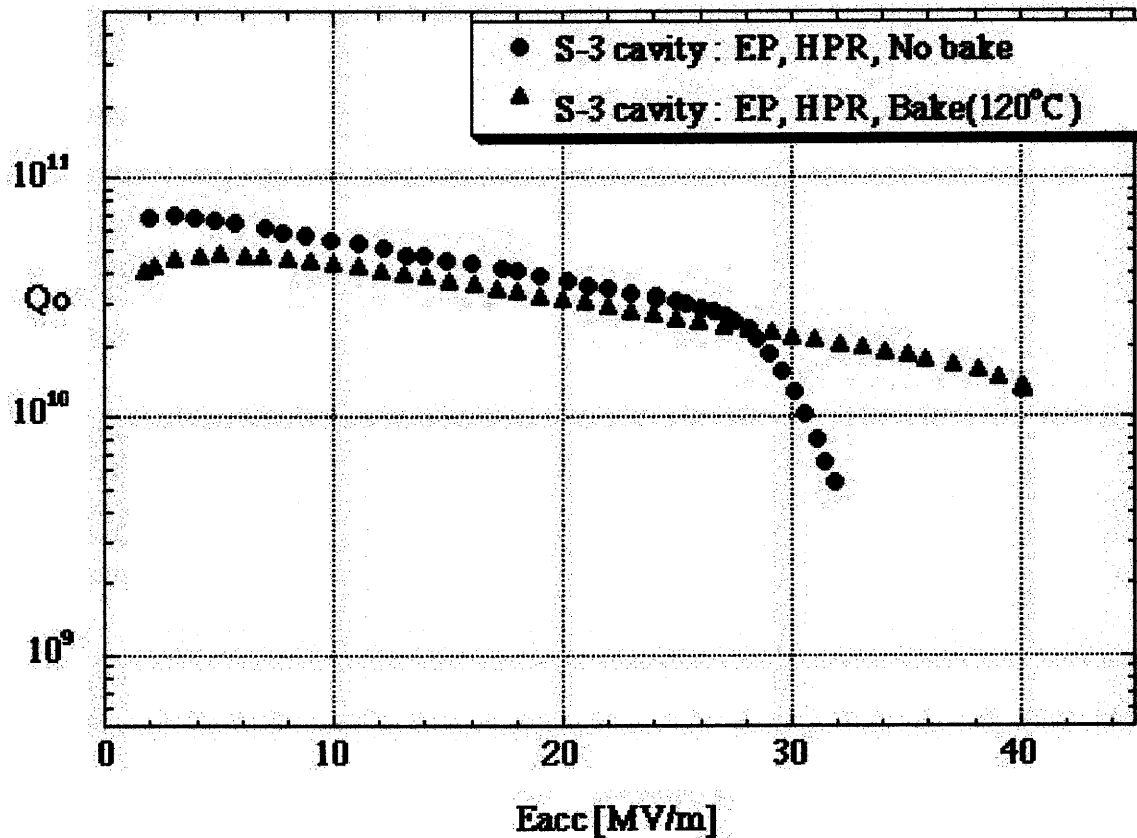


図 4.12 ベーキング前後の Q_0 - E_{acc} カーブの変化

4-3-5 水素病 (Q-disease)

高純度ニオブ材 ($RRR \geq 200$) を用いた空洞に起きるもので、 Q 値が一桁から二桁落ちる現象である。水素病のメカニズムは、空洞を化学研磨や電解研磨をする際に水素がニオブバルクに吸収される。ニオブ中の水素は常温では固溶状態であるが、空洞を冷却する時、ニオブ中の水素の溶解度の低下により、100K程度で固溶状態からニオブ水素化物の金属結合状態に相転移する。このニオブ水素化物は T_c の低いウイークスパーコンダクター (Weak Superconductor) であるために Q 値の劣化が起きる。

一方ニオブの純度が低く、酸素のような格子間不純物が多く存在すれば、水素は酸素と結合してニオブバルク中にトラップされ、ニオブ水素化物を形成しない。水素病を予防するには水素脱ガスのための高温アニール (1400°C) が効果的である。

図 4.13 に、スピニング法による RRR=250 のニオブバルク空洞 (KENZO-5) の水素病発生前 (●印) と後 (○印) の Q_0 -Eacc カーブを示す。

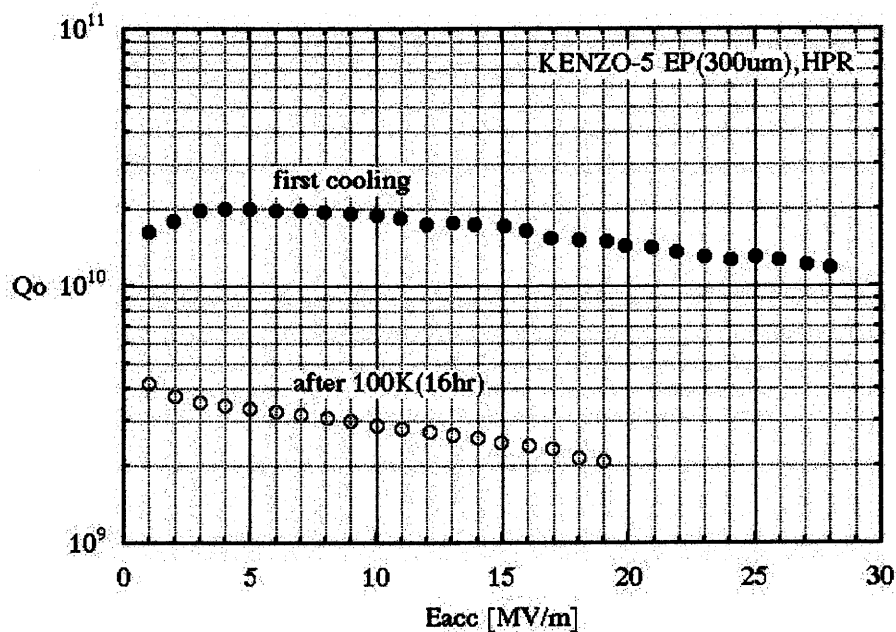


図 4.13 水素病発生を示す Q_0 -Eacc カーブ

4-4 結 語

空洞の性能を決定づける一つの要因は表面処理である。RRR 値の高い材料を用い、完璧な空洞の加工ができて、不適切な表面処理を施せば空洞の性能は向上しないばかりか、かえって性能劣化を引き起こす。この章で整理したように空洞の性能を制限する現象を理解すれば、有効な表面処理が選択できて高電界が得られる結果となる。これまでの KEK での多数の溶接構造のニオブバルク空洞の測定から、多量の化学研磨と少量の電解研磨、そして 120℃前後のベーキングで 30MV/m を越える高電界が得られることが示されている。

[参考文献]

- [4-1] T.Higuchi, et al., "APPLICATION OF CENTRIFUGAL BARREL POLISHING TO A NIOBIUM SUPERCONDUCTING CAVITY", Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.329-p.330.
- [4-2] K.Saito, et al., "SUPERIORITY OF ELECTROPOLISHING OVER CHEMICAL POLISHING ON HIGH GRADIENT", proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, October 6-10, 1997, INFN-LNL, Italy, p.795-p.813.
- [4-3] T.Suzuki, et al. "Development of the System of Horizontal Chemical Polishing for Superconducting Nb Cavities", Proc. of the 24th Linear Accelerator Meeting in Japan, Sapporo, Japan, July 7-9, 1999, p.248-p.250.
- [4-4] K.Saito, et al., "Qo-DEGRADATION DUE TO HYDROGEN IN HIGH PURE NIOBIUM CAVITIES", Proc. of the 18th Linear Accelerator Meeting in Japan, July 12-23, 1993.
- [4-5] K.Saito, et al., "Baking Effect on Niobium Superconducting RF Cavities and Its Physical Interpretation" Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.83-p.85.
- [4-6] 齊藤健治、"超伝導空洞の技術的課題" 第2回「中性子科学研究計画」に関するワークショップ論文集、日本原子力研究所、東海研究所、東海村、1997年3月13日-14日、p.147-p.152.

第5章 超伝導空洞の低温性能測定法

5-1 緒言

一般に空洞の性能はQ値と加速電界 (Q_0 - E_{acc} カーブ) 及び、表面抵抗の温度依存性 (R_s - $1/T$ カーブ) を測定して評価する。加速電界やQ値が高い程、また高電界でのQ値の落ちが少ない程、空洞の性能は良い。表面抵抗については、実際には理想的な空洞表面が実現されないために温度に依存しない残留抵抗 (residual surface resistance) が存在するが、この量が小さい程性能が良い。空洞の測定には、空洞を液体ヘリウムで冷却するための極低温技術と空洞に高周波 (RF) 電力を供給するための高周波技術が用いられる。

本章では超伝導空洞の性能測定について説明し、 Q_0 - E_{acc} カーブ及び R_s - $1/T$ カーブの測定方法を示す。

5-2 空洞の低温測定

超伝導空洞の低温測定ではニオブが超伝導状態になる臨界温度 (9.25 K) 以下に空洞の温度を下げるために、真空状態の空洞を液体ヘリウム (4.2K) に浸して冷却する。更に液体ヘリウム槽を減圧することにより、液相が He-I から He-II (飽和超流動) に変化して、空洞は 2.17K (λ 点) 以下に冷却される。空洞を冷却するためには、液体ヘリウムを溜めるクライオスタットと液体ヘリウムに空洞を浸し保持するための吊り下げスタンド装置が用いられる。このシステムはクライオスタットの中に空洞を垂直に立てた姿勢で納めて測定することと、空洞測定前の準備作業を軽減するために液体窒素の予冷を省ける形式であることから、簡易縦型測定システム[5-1]と呼ぶ。システムはヘリウム槽や吊り下げスタンドの熱容量を小さくして、また口径をできるだけ小さくしてクライオスタット内への熱侵入を少なくし、熱負荷が液体ヘリウムを消費しないように設計されている。そして熱負荷の軽減でヘリウムの消費を抑えた代わりに液体窒素の予冷作業を省くようにした。また空洞内の真空排気はこれまでのようにクライオスタットに取り付けてから行わず、予め別の排気装置で真空にしてバルブで封じ切ったものをクライオスタットに取り付ける方式にした。これにより空洞と測定装置の真空接続と真空排気、及び液体窒素による予冷作業が軽減されるようになった。図 5.1 にクライオスタットと空洞の吊り下げスタンドを図示する。また、空洞をセットした吊り下げスタンド写真を図 5.2 に示す。

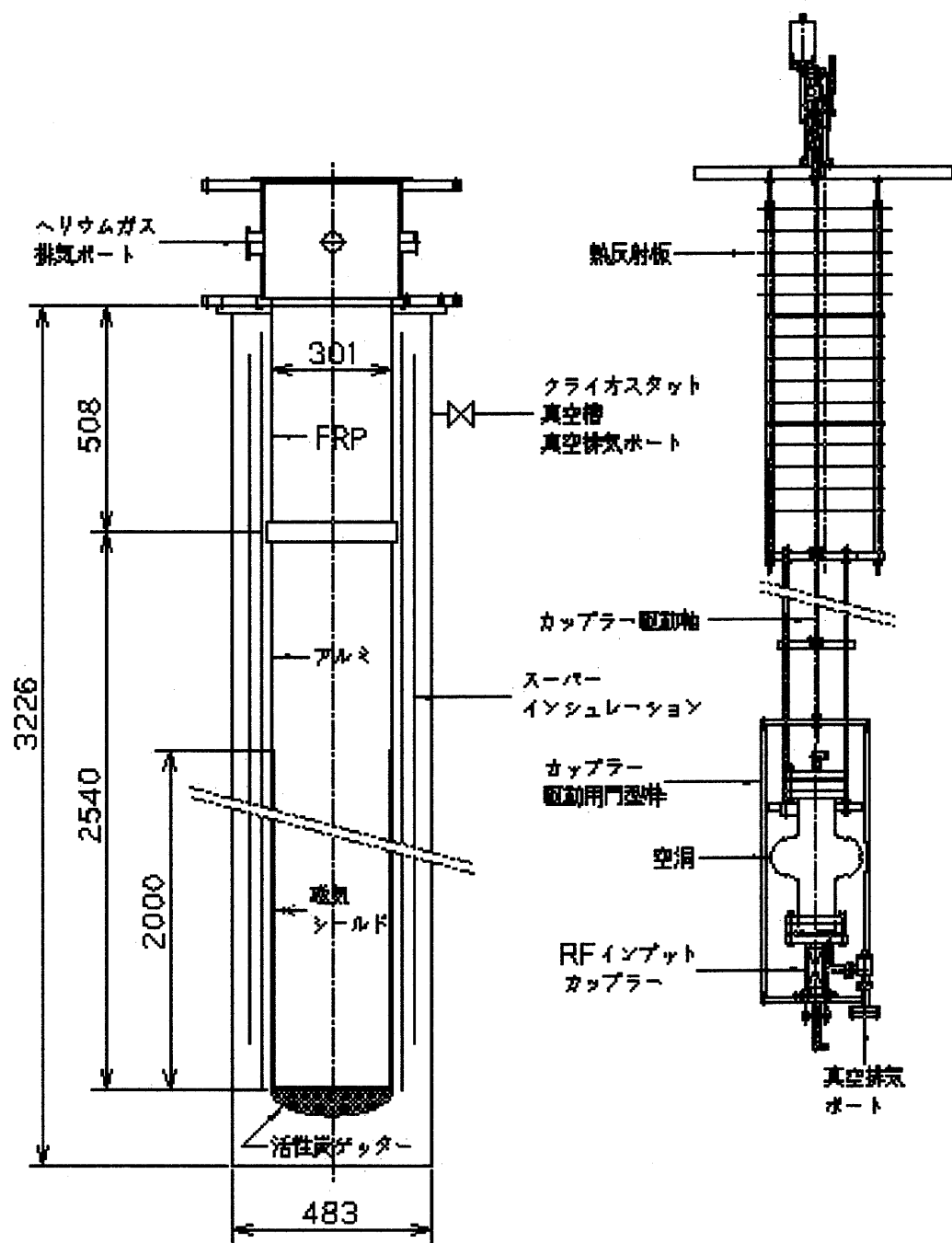


図 5.1 簡易縦型測定システムのクライオスタットと吊り下げスタンド

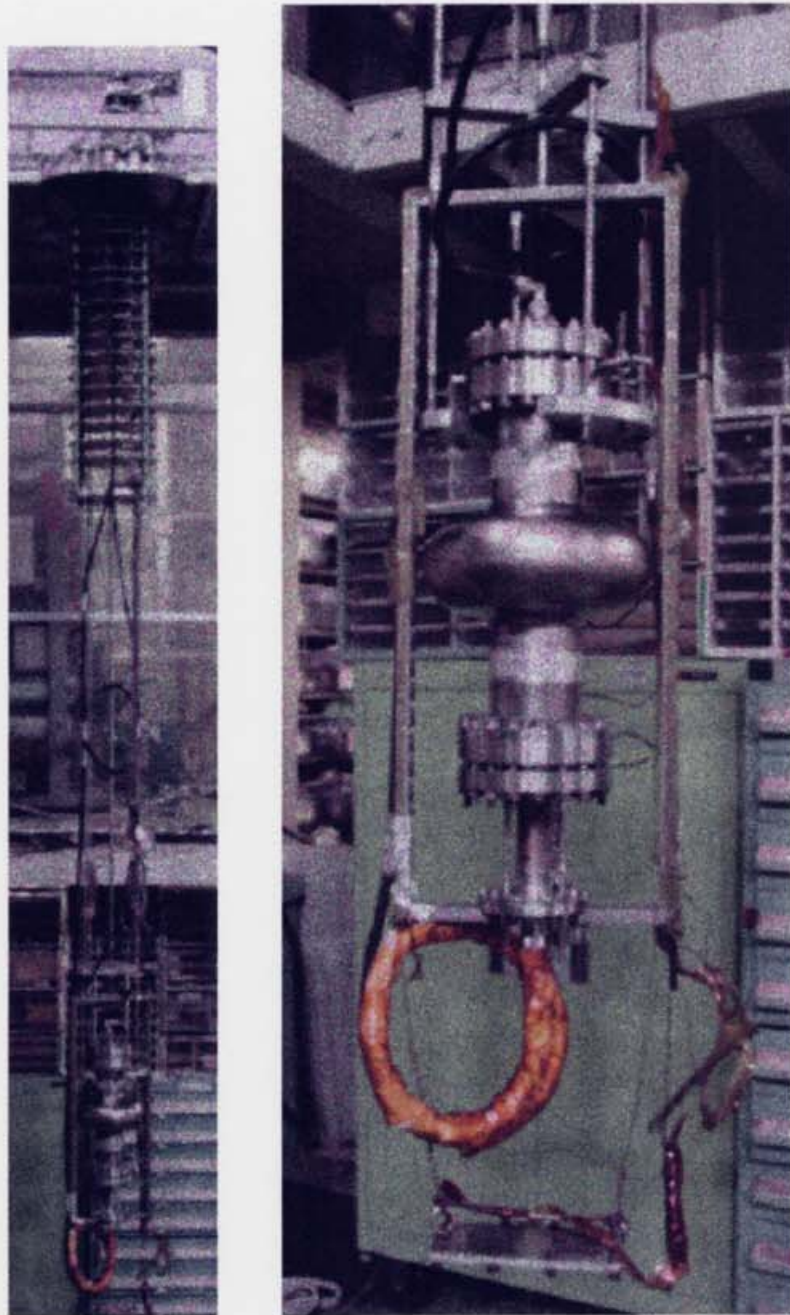


図 5.2 空洞をセットした吊り下げスタンドの写真

このシステムに使われているクライオスタットは液体窒素の熱シールド槽のない簡単な構造で、その分操作が容易である。クライオスタットはアルミ製のヘリウム槽（内径約 ϕ 300mm、深さ約 2,500mm）の外側を真空断熱槽（内径約 ϕ 480mm、深さ約 3,200mm）で覆った構造である。ヘリウム槽は FRP（Fiber

Reinforced Plastics) で作られた熱絶縁槽を介して真空槽のフランジに固定されている。ヘリウム槽の径を小さくして長さを長くしたことで、熱侵入を減らすとともにヘリウムの液面を十分高い位置に確保できるから、温度を下げるために減圧して液体ヘリウムの液面が下がっても、空洞が液体ヘリウムから露出することはない。ヘリウム槽の下から 2m の長さ範囲には、外部の浮遊磁場から空洞を保護する目的で、底付きの円筒形磁気シールド (スパーパーマロイ) が内装されている。超伝導空洞は外部磁場に影響されやすく、磁場の存在のもとで空洞を冷却して超伝導状態にすると磁場がニオブにトラップされて表面抵抗を増加し、空洞の性能を落とす結果となるので、超伝導空洞の装置には磁気シールドを施すのが常識となっている。この磁気シールドの効果はクライオスタット下部より 1.6m の部分が有効で、この範囲の垂直残留磁場は 6 mGauss、また水平残留磁場が 4.5 mGauss で、地磁気の 1/50~1/60 である。ヘリウム槽の外側に配置した真空断熱槽の中にはスパーインシュレーションと活性炭ゲッターが内臓されている。また、真空断熱槽はバルブで真空封じされているので必要に応じて真空排気ができる。

吊り下げスタンドに単空洞を取り付けてクライオスタットに入れた冷却試験の結果では、液が溜まり始めるまでに 104 リットルの液体ヘリウムを消費した。また、その後液面 2m まで溜めるのに 136 リットルの液体ヘリウムが必要である。従って 1 回の空洞の低温測定 (R_s-1/T 測定と Q_0-E_{acc} 測定) で 240 リットルの液体ヘリウムを必要とする。また、液体ヘリウムをヘリウム槽の底から 2m 程溜めた後、4.2K で一晩放置して液面の下降率から熱侵入を測定した結果では、液面が 2,000mm から 1,587mm に下がったことから、1.1 ワットであった。更に、このシステムで液体ヘリウムを 3 台のロータリーポンプで減圧した結果 1.24K のヘリウム温度が得られる。このことで残留抵抗の非常に小さい空洞の場合でも表面抵抗の正確な測定ができる。

システムへの液体ヘリウムの供給は、500 リッターあるいは 1000 リッター容器の液体ヘリウムデユワーからトランスファーチューブを介して行われる。また測定システムはヘリウムガス回収系に接続されていて、減圧時や測定終了時のヘリウムガスは有効に回収される。液体ヘリウム供給、真空排気、及びヘリウムガス回収の系統図を図 5.3 に示す。

空洞の吊り下げスタンドは 4 本の中空ステンレス管の吊り棒と、空洞を吊り下げるためのプレート及び空洞の下側に取り付けられた RF の入力カップラーを上

下に駆動する門型枠、そしてこの門型枠に上下運動を伝達する中空ステンレス管のカップラー駆動軸等で構成されている。空洞を吊り下げるプレートは吊り棒により熱反射板の下側から吊るされている。カップラーに固定された門型枠は熱容量を小さくするために数多くの丸穴をあけて減肉した構造である。入力カップラーの駆動軸は最上部のトップフランジに配備したステッピング・モーターの回転をメカ的に直線運動に変換して上下に動かされる。この動きにより門型枠がカップラーのベローを伸縮し、ベローに内臓されたアンテナを空洞に入出力させる。入力カップラーは可動部を持つために駆動中に発生したゴミが落下して空洞に入る恐れがある。このため縦型のシステムでは、入力カップラーは空洞の下側に取り付けられる。

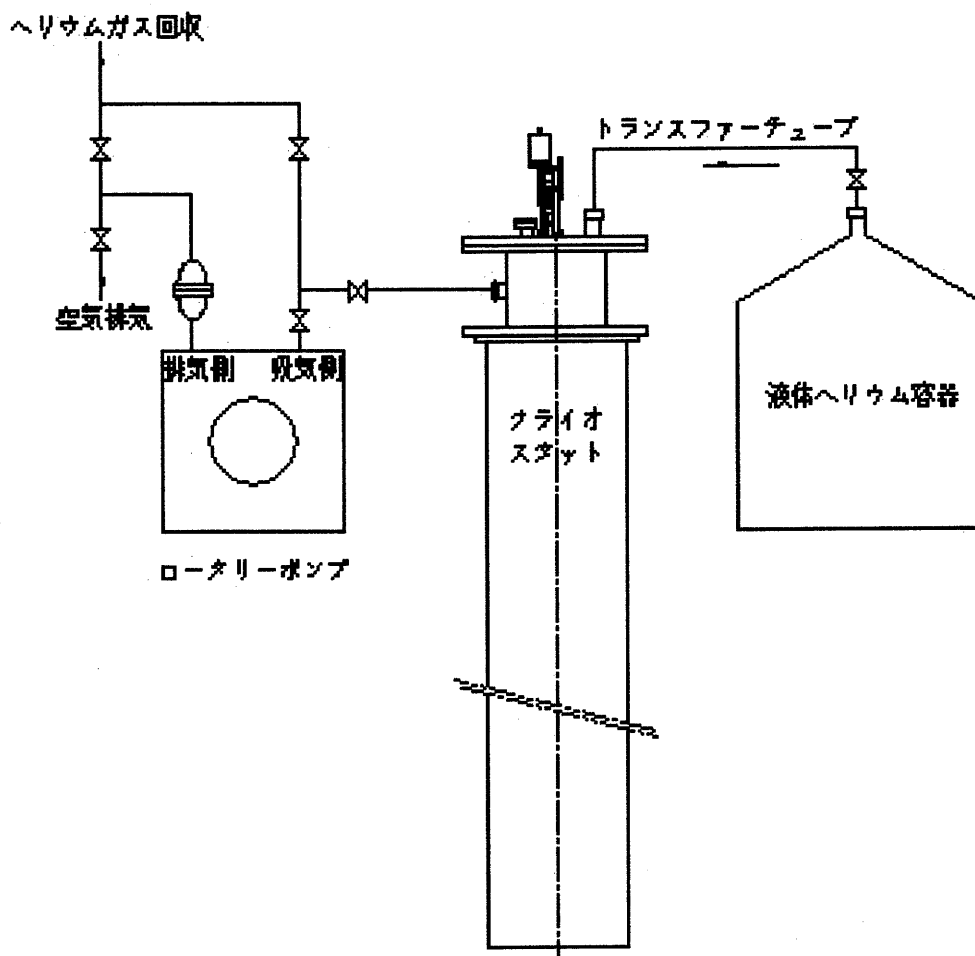


図 5.3 液体ヘリウム供給、真空排気及びヘリウムガス回収系統図

空洞のQ値や加速電界はカップラー（結合器）を通して空洞に出入りする RF 電力（入射、透過、反射の各電力）を測定することで求められる。RF の測定回路系を図 5.4 に示す。

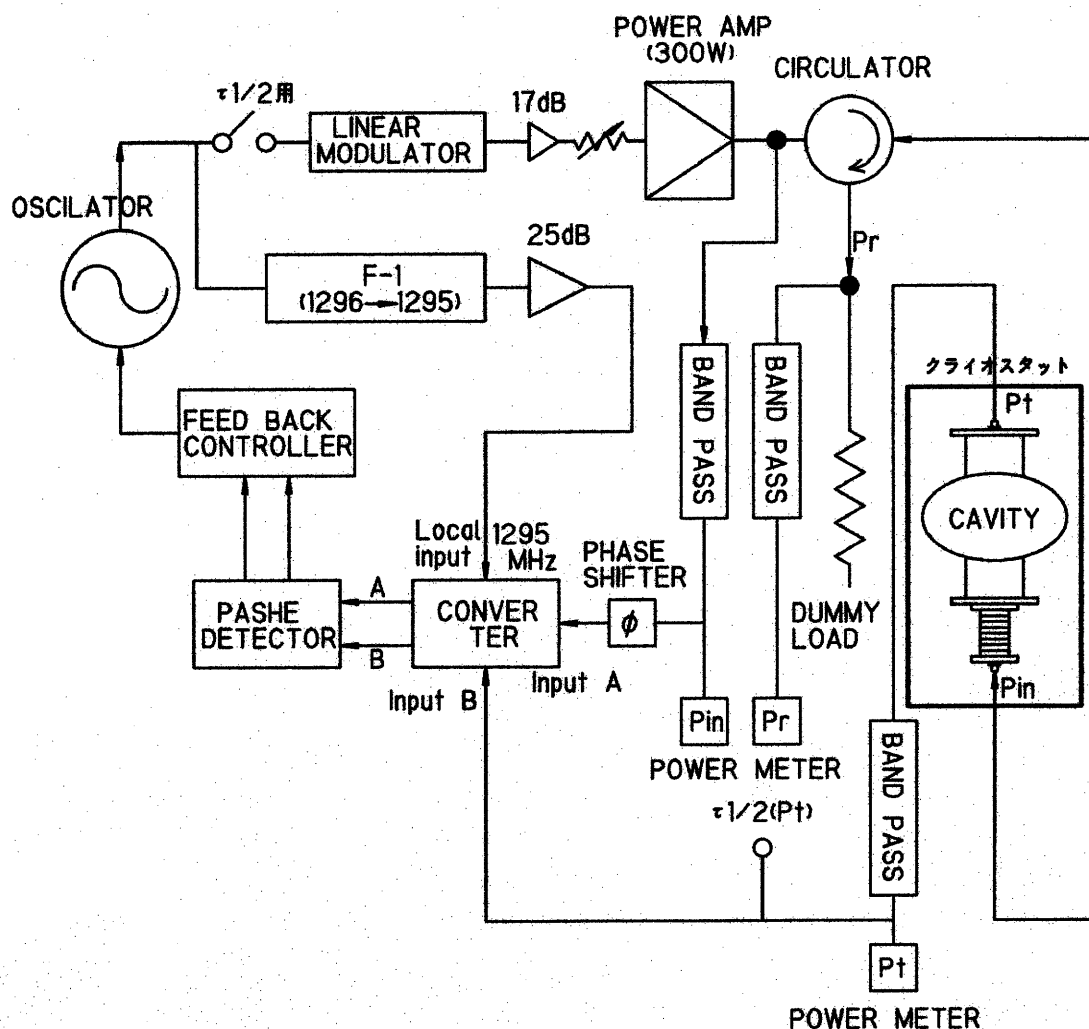


図 5.4 RF 測定回路図

発振器からの空洞の共振周波数に同期した RF 電力は増幅器で増幅され、パワーメーターで測定された P_{in} が入力カップラーから空洞に供給される。ここで一部は反射してサーキュレーターに戻り、分岐してパワーメーターで P_r が測定される。空洞を透過した RF 電力は出力側のカップラーで取り出されてパワーメ

ーターで P_t が測定される。透過電力は最終的に発振器に帰還する。空洞に RF 電力を入射するための入力カップラーはロット状のアンテナを空洞に出し入れすることで結合の度合いを変えられる。これに対し出力側のカップラーは固定式のアンテナ構造である。図 5.5 に RF パワー制御盤の写真を示す。



図 5.5 RF パワー制御盤

空洞の実際の入射、反射、透過の各電力量を正確に求めるためには伝送ケーブルの損失を補正する必要がある。このケーブルコレクションは測定室からクライオスタットの入り口までのケーブルとクライオスタット内のケーブルに分けて、それぞれ損失を測定して入射、反射、透過の補正係数を求める。空洞測定の際には、パワーメータの読みにケーブルコレクションで求めた補正係数を乗じることで各電力の真値が計算される。

先ず測定室からクライオスタットの入り口までのケーブル損失に関しては、図 5.6 に示すように、(1) サーキュレーターのア部にパワーメータを取り付けて、入射電力 (P_m) に対する出力電力 (P_o) を測定する。(2) ア部をメクラ蓋でショートして (P_o) の時の反射電力 (P_{rL}) と (P_{rH}) を測定する。(3) ア部に透過側のケーブルを接続して (P_o) の時の透過電力 (P_t) を測定する。これらの比をそれぞれ、 C_m 、 C_{rL} 、 C_{rH} 、 C_t と置くと損失が求まる。

$$C_{in} = \frac{P_0}{P_{in}}, \quad C_{rL} = \frac{P_0}{P_{rL}}, \quad C_{rH} = \frac{P_0}{P_{rH}}, \quad C_t = \frac{P_0}{P_t} \quad (5.1)$$

ここで、反射電力の (P_{rL}) と (P_{rH}) はそれぞれ低感度パワーメータ及び高感度パワーメータの読みである。

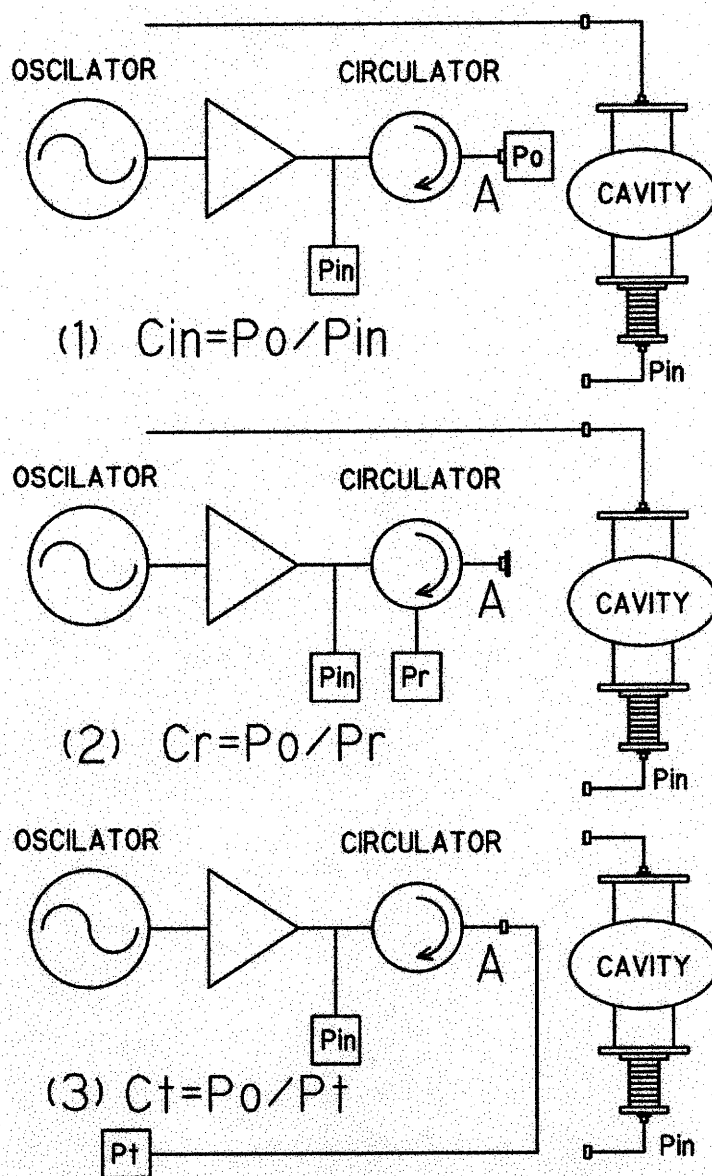


図 5.6 ケーブルコレクション (測定室とクライオスタットの入り口の間)

次にクライオスタット内のケーブル損失を測定する。図 5.7 に示すように、サーキュレーターの (A) 部にもう一つのサーキュレーターを接続する。このサーキュレーターの分岐にパワーメータを取り付ける。(1) サーキュレーターの B 部をメクラ蓋でショートして全反射電力 (P_0') を測定する。(2) B 部に入射側のケーブルを接続して反射電力 (P_{in}') を測定する。(3) B 部に透過側ケーブルを接続して反射電力 (P_t') を測定する。

サーキュレーターでの損失を β 、入射側ケーブルの損失を C_{in}' 、そして透過側のケーブル損失を C_t' とすれば次ぎのように表せる。

$$P_0' = \beta P_0 \quad (5.2)$$

$$P_{in}' = \beta P_0 C_{in}'^2 = P_0' C_{in}'^2, \quad C_{in}' = \sqrt{\frac{P_{in}'}{P_0'}} \quad (5.3)$$

$$P_t' = \beta P_0 C_t'^2 = P_0' C_t'^2, \quad C_t' = \sqrt{\frac{P_t'}{P_0'}} \quad (5.4)$$

従って、補正係数は以下のようになる。

$$C_{IN} = C_{in} \times C_{in}' = \frac{P_0}{P_{in}} \sqrt{\frac{P_{in}'}{P_0'}} \quad (5.5)$$

$$C_{RL} = \frac{C_{rL}}{C_{in}} = \frac{P_0}{P_{rL}} \sqrt{\frac{P_0'}{P_{in}'}} \quad (5.6)$$

$$C_{RH} = \frac{C_{rH}}{C_{in}} = \frac{P_0}{P_{in}} \sqrt{\frac{P_0'}{P_{in}'}} \quad (5.7)$$

$$C_T = \frac{C_t}{C_t'} = \frac{P_0}{P_t} \sqrt{\frac{P_0'}{P_t'}} \quad (5.8)$$

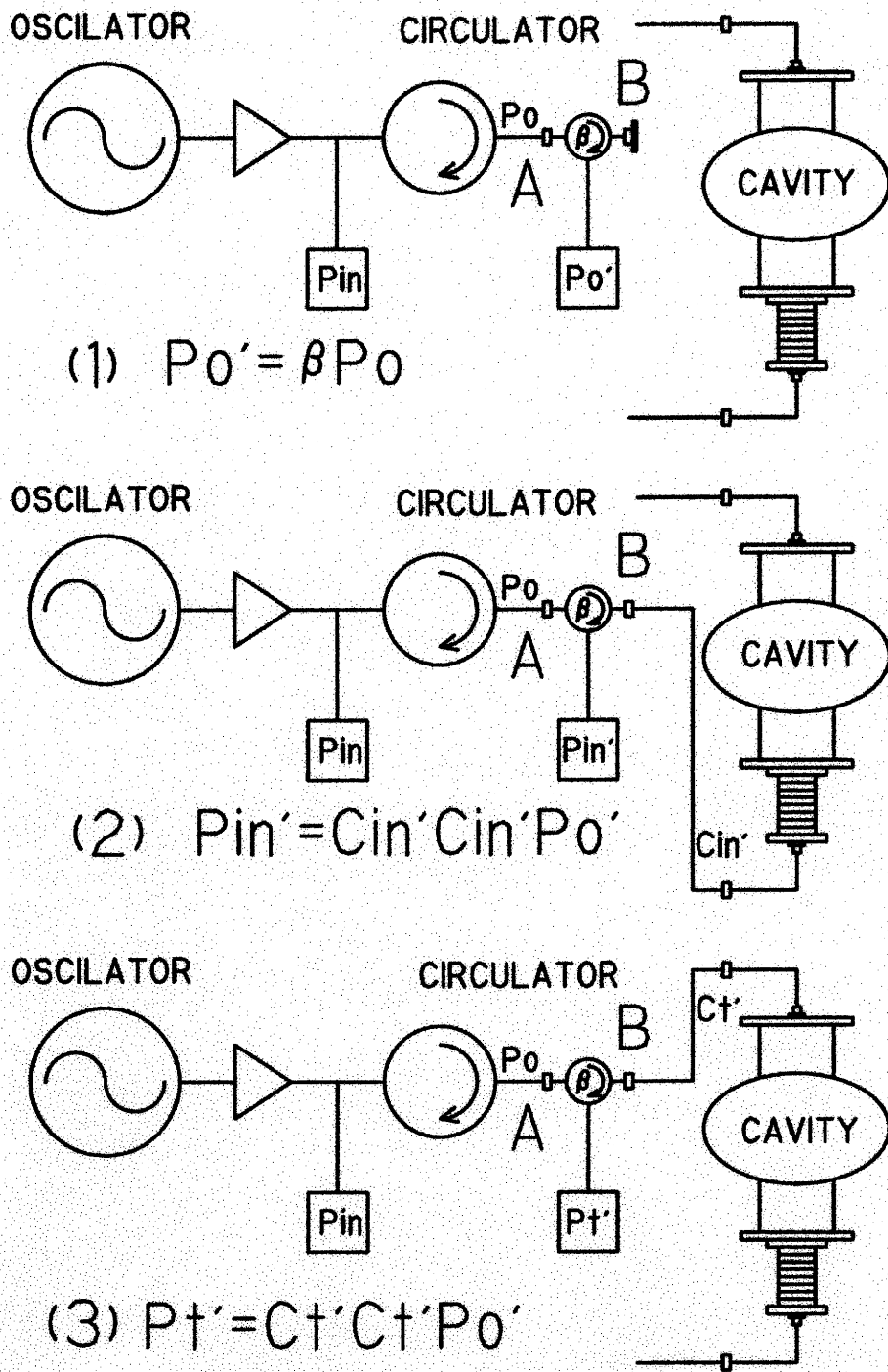


図 5.7 ケーブルコレクション (クライオスタットの中)

測定する空洞は吊り下げスタンドに取り付けてクライオスタットに入れる直

前まで別の真空排気装置で真空排気される。EP、CP、バレル、熱処理、HPR等の表面処理を施した空洞はクリーンルーム（クラス 100）内で、透過電力側のピックアップアンテナ付きフランジ及び入射電力側のカプラー付きフランジを、太さ 0.8mm~1mm のインジウムワイヤーのシールを挟んで取り付けた後、真空排気装置に接続して真空排気する。図 5.8 に真空排気系統図を示す。また、その写真を図 5.9 に示す。

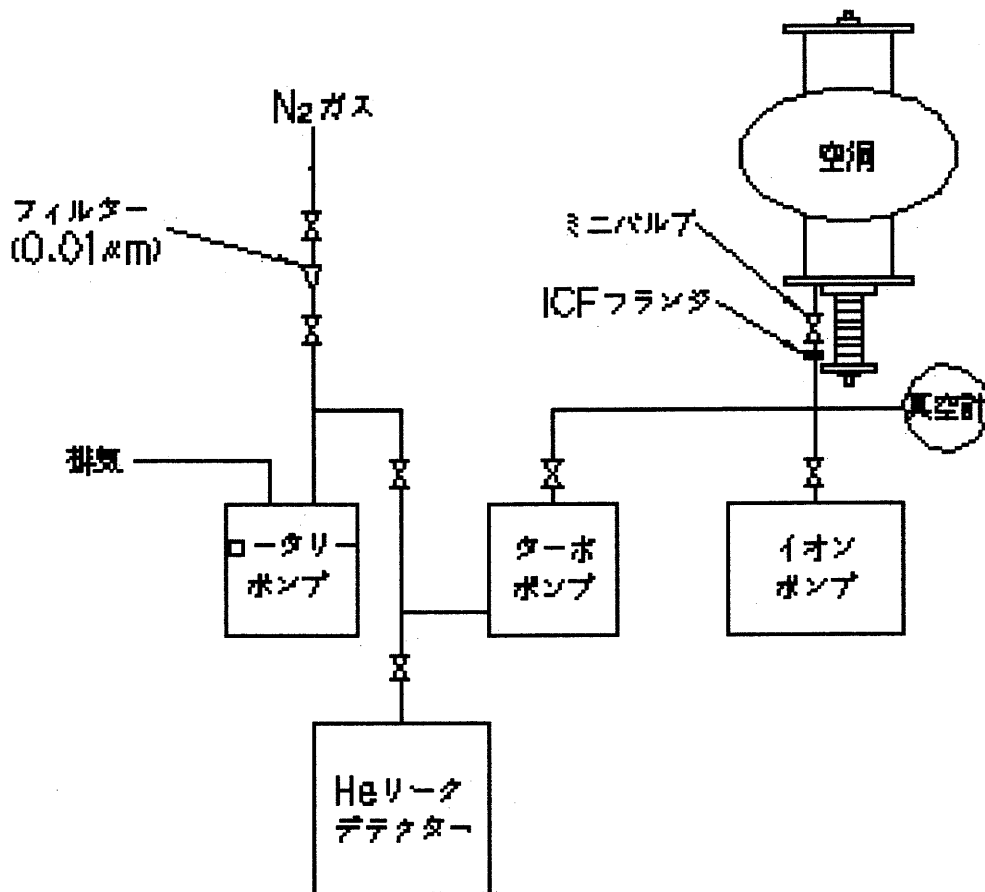


図 5.8 真空排気系統図

排気後、この排気系に接続されている He リークデテクターで空洞のリークチェックを行う。リークが無いことを確認してから、空洞及びカプラーのペロ一部に抵抗加熱ヒーターを巻いてバークする。バークは 120℃の温度を目安として、約 48 時間連続して行う。バーク終了後イオンポンプに切り替えて 12 時

間以上排気する。この時点での真空度は $\times 10^9$ Torr $\sim \times 10^{10}$ Torr である。

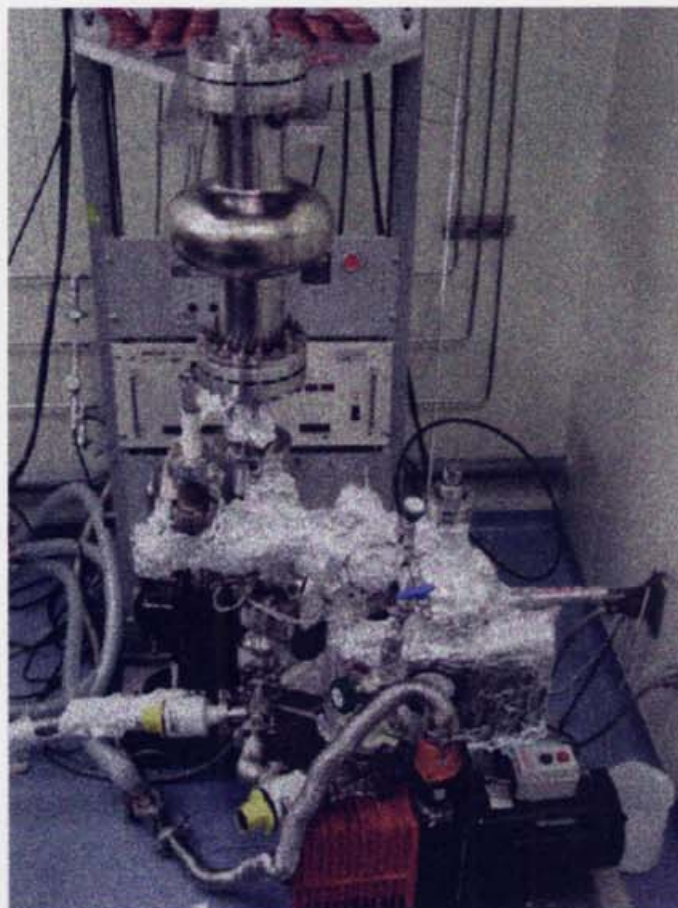


図 5.9 空洞の真空排気の写真

空洞を吊り下げスタンドに固定してケーブルの可動範囲を確認し、クライオスタット内に挿入する。そして、クライオスタット内を真空排気した後、液体ヘリウムを注入する。

空洞が超伝導状態になった後、ネットワークアナライザーで空洞の共振周波数を探す。更に RF 電力を電圧に変換する検波ダイオード（石）の透過電力 (P_t) と電圧の関係を測定して石の較正を行う。これら全ての測定準備が終了してから空洞の低温測定に入る。

5-3 Q値と加速電界及び表面抵抗

Q値と加速電界及び表面抵抗は P_{in} (入射電力)、 P_t (透過電力)、 P_r (反射電力)、 $\tau_{1/2}$ (透過電力の半減時間)、 f_0 (共振周波数)、 P (ヘリウム槽の圧力) を測定して、これらの値を用いて計算することで求められる。

5-3-1 空洞のQ値 (Q_0)

入力カップラーと出力カップラーの二つのカップラーを持った空洞の RF 電力の収支を模式的に図 5.10 に示す。

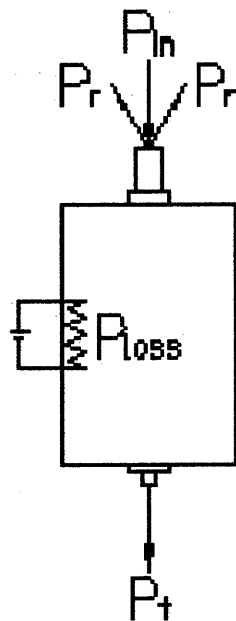


図 5.10 電力収支の模式図

この図に於いて入射、透過及び反射の各電力をそれぞれ P_{in} 、 P_t 、 P_r 、そして空洞壁で消費される電力 (空洞ロス) を P_{loss} とすると、これらの関係は (5.9) 式で表わすことができる。

$$P_{loss} = P_{in} - P_t - P_r \quad (5.9)$$

Q_0 は P_{in} と P_r 及び P_t の測定値と、これらの電力収支から求めた P_{loss} の値を用いて計算した各結合係数 (β_{in})、(β_t)、(β_L) 及び負荷Q値 (Q_L) の値を用い

て計算することで得られる。 Q_L は空洞内に蓄積した電力の P_t での減衰曲線が (5.10) 式で与えられることから、この式を変形した (5.11) 式に、減衰の半減時間 (Decay time) の測定値 ($\tau_{(1/2)}$) を代入して求められる。

$$P_e = P_{e0} \exp\left(-\frac{\omega t}{Q_L}\right) \quad (5.10)$$

$$Q_L = \frac{\omega \tau_{(1/2)}}{\ln 2} \quad (5.11)$$

ここで、 P_e は時間 t 秒後の P_t の減衰曲線で、 P_{e0} は $t=0$ の P_t である。

結合器が入力カプラーだけのいわゆる 1 ポート空洞の場合の Q 値と結合係数 β 及び Q_L の関係は (5.12) 式のように表される。

$$Q_0 = \frac{\omega U}{P_{loss}} = (1 + \beta) Q_L \quad (5.12)$$

(5.12) 式中のカプラーの結合状態を示す結合係数 β は P_m と P_r から成る関係式として、次式で与えられる。

$$\beta = \frac{1 + \sqrt{\frac{P_r}{P_m}}}{1 - \sqrt{\frac{P_r}{P_m}}} \quad (5.13.a)$$

$$\beta = \frac{1 - \sqrt{\frac{P_r}{P_m}}}{1 + \sqrt{\frac{P_r}{P_m}}} \quad (5.13.b)$$

この式の曲線は図 5.11 に示すように $P_r = 0$ で $\beta = 1$ であり、 $\beta > 1$ の領域をオーバーカップリング、そして $\beta < 1$ の領域をアンダーカップリングと云う。オーバーカップリングの場合は (5.13.a) 式を、またアンダーカップリングの

時は (5.13.b) 式を、それぞれの結合状態により β の値を使い分ける。実際には、この二つの結合状態の区別はカップラーを操作して P_r の変化から判断する。即ち、カップラーを空洞側に深く入れた時、反射が増大する場合はオーバーカップリングであり、減少する場合はアンダーカップリングである。またこの反対に、カップラーを空洞側から引き抜く場合、反射が増大する時はアンダーカップリングで、減少する場合はオーバーカップリングである。

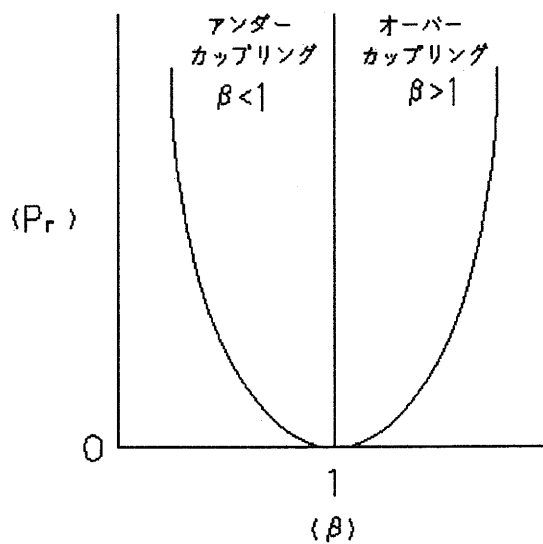


図 5.11 カップリング曲線

一方、本論文で取り扱うような入力カップラーと出力カップラーを持つ 2 ポートの場合の Q 値は、2 番目のポート (出力カップラー) の効果を含むから、 $Q_0 = (1 + \beta_{in} + \beta_r) Q_L$ と解釈して、前述の (5.12) 式は (5.14) 式に書き換えられる。

$$Q_0^* = \frac{\omega U}{P_{loss}^*} = \frac{\omega U}{P_{loss} + P_r} = (1 + \beta_L) Q_L \quad (5.14)$$

ここに、 Q_0^* は透過電力を考慮に入れた空洞の Q 値で、 P_r は出力カップラーからの透過電力である。また β_L は入力カップラー側の結合定数 β_{in} 及び出力カップラー側の結合定数 β_r との関係を含む結合定数を意味する。ここで、 $\frac{\omega U}{P_{loss}} = Q_0$ 及び

$\frac{\omega U}{P_i} = Q_i$ と置き、更に、 $\frac{Q_0}{Q_i} = \frac{P_i}{P_{loss}} = \beta_i$ と定義されることから、(5.14)式から Q_0 を導くと(5.15)を得る。

$$Q_0 = [1 + (1 + \beta_i)\beta_L + \beta_i]Q_L \quad (5.15)$$

(5.15)式の $(1 + \beta_i)\beta_L$ の項が β_{in} に相当するから、2ポートの場合の Q 値は(5.16)式で表わせる。但しここでの (β_L) は(5.13. a)及び(5.13. b)式の (β) の意味である。

$$Q_0 = (1 + \beta_{in} + \beta_i)Q_L \quad (5.16)$$

5-3-2 加速電界 (E_{acc})

一方、加速電界 (E_{acc}) は空洞の Q 値 (Q_0)、シャントインピーダンス (R_{SH}) 及び空洞ロス (P_{loss}) から与えられる。 R_{SH} は空洞中心軸の加速電圧 (V) と P_{loss} の比で、(5.17)式のように表わせられる。更に V は E_{acc} と有効加速長 (アイリス間距離) (L) との積で表わせられ、 E_{acc} は(5.18)式のように表わせる。

$$R_{SH} = \frac{V^2}{P_{loss}} \quad (5.17)$$

$$E_{acc} = \frac{1}{L} \sqrt{R_{SH}} \sqrt{P_{loss}} \quad (5.18)$$

ここで、(5.18)式の右辺に $\frac{Q_0}{Q_0}$ を乗じると、 $\frac{1}{L} \sqrt{\frac{R_{SH}}{Q_0}}$ の項は形状だけで決まり材料に依存しない項になる。この値は加速空洞の形状評価に使われ、予め計算機コードを用いて計算される。これを Z と置くと、

$$\frac{E_{acc}}{\sqrt{P_{loss} Q_0}} = Z = \frac{1}{L} \sqrt{\frac{R_{SH}}{Q_0}} \quad (5.19)$$

従って、 E_{acc} は測定した Q_0 と P_{loss} の値 ($\sqrt{P_{loss} Q_0}$) を Z に乗じて得られる。

また $\frac{Q_0}{Q_i} = \frac{P_i}{P_{loss}}$ の関係から、 E_{acc} は (5.20) 式のように Q_i と P_i で表わせる。

$$\frac{E_{acc}}{\sqrt{P_i Q_i}} = Z = \frac{1}{L} \sqrt{\frac{R_{SH}}{Q_0}} \quad (5.20)$$

更に、多連空洞 (n 数セル) の E_{acc} は、各セルの L 及び $\sqrt{R_{SH} Q_0}$ を等しいとすれば、(5.21) 式で表わせられる。

$$E_{acc} = \frac{1}{nL} \sqrt{n} \sqrt{\frac{R_{SH}}{Q_0}} \sqrt{P_{loss} Q_0} = \frac{1}{\sqrt{n}L} \sqrt{\frac{R_{SH}}{Q_0}} \sqrt{P_{loss} Q_0} \quad (5.21)$$

5-3-3 表面抵抗 (R_s)

表面抵抗 (R_s) は BCS 理論にもとづいた BCS 抵抗と呼ばれている、温度や周波数等に依存する項 (R_{BCS}) と、材料中の不純物や表面状態等、温度によらない残留抵抗 (R_{res}) の和で表される。

$$R_s = R_{BCS} + R_{res} = A \frac{\omega^2}{T} \exp \frac{-\Delta}{k_B T} + R_{res} \quad (5.22)$$

ここで、A は転移温度 (T_c)、エネルギーギャップ (Δ)、磁界侵入長 (λ)、コヒーレンス長 (ξ)、電子の平均自由行路 (l) が関係する項である。そして、 ω は共振角周波数 ($\omega = 2\pi f$)、T は温度、 k_B はボルツマン定数 ($1.3806 \times 10^{-23} \text{J/K}$) である。

一方、表面抵抗 R_s は形状係数 (G) を用い、 $R_s = \frac{G}{Q_0}$ から得られる。更に、

残留抵抗 R_{res} は (5.22) 式から導き出せる。

液体ヘリウム温度に関しては、温度 (T) が圧力 (P) に関係することから、液体ヘリウム槽の圧力を測定して、この値から温度を求める。ここで用いられている T[K] と P[torr] の関係を (5.23) 式に示す。

$$T = (P^{0.30081} \times 0.46474) + 0.79394 \quad (5.23)$$

これまでに述べた各項目の計算は計算機プログラムによって実行され、計算に必要なデータは測定開始の指示を入力した時点の入射、反射、透過の各パワーの値、及び圧力と周波数の値が自動的に計算機に取り込まれる。負荷Q値(QL)を計算するために必要な $\tau_{(1/2)}$ の値は、別途にオシロスコープで測定して計算機に入力する。また、形状係数(G)とZの値は設計時に計算機コードで求めた概知量であり、この値は予め計算機に入力して初期設定する。更に、オーバーカップリングか、あるいはアンダーカップリングかの判別は、その時のカップリングの状態にあわせて入力する。カップラーを調整した際の位置情報は計算機に取り込めないで、ノートする必要がある。また、反射電力を測定するパワーメーターは、 P_r の量に応じて高感度あるいは低感度メーターのいずれかを使い、その違いを入力する。以上の測定データから R_s-1/T カーブと Q_o-E_{acc} カーブが描ける。

5-4 結 語

超伝導空洞の低温測定は表面処理、真空排気等の前作業に比較的多くの時間を費やす。しかし、簡易測定システムを用いることで真空排気は別の装置で行うので、低温測定で測定システムを占拠するのは1テーマの測定 (R_s-1/T 及び Q_o-E_{acc} の測定) で1日である。従って前準備を平行して行えば、次々に空洞の性能が測定できてデータの蓄積に有効である。また1回の測定で消費する液体ヘリウムの量は240リットルなので、1000リットルのヘリウム容器を確保すれば4回の測定が可能である。

測定はコンピュータ化されているので多くの人手を要さず、メーターを読み取るような個人差による誤差がない。またデータ整理が容易である。

[参考文献]

[5-1] K.SAITO et al., Quick Vertical Test System for L-band Superconducting RF Cavities, Proc. of the 21st Linear Accelerator Meeting in Japan, September 30-October 2, 1996, P.222-P.224.

第6章 現状の空洞製作法とその性能

6-1 緒言

この章では本論文で提案した空洞の優位性を明らかにするために、従来法による溶接構造の空洞の製作法をはじめ、スパッタリング法、スピニング法、及びハイドロフォーム法の、現在用いられている超伝導空洞の製作方法を説明して製作上の問題点を指摘する。そして各方法で製作したニオブバルク空洞に適切と判断した表面処理を施して低温測定した性能を示す。

超伝導空洞の開発当初の1980年代から1990年代にかけて、空洞の製作技術を確立するためにニオブ金属に対して機械加工、溶接、深絞りやスピニングによる半セルの成型、ハイドロフォームで半セルやシームレス空洞の試作等、いろいろな技術をニオブ材に適用して加工法の研究が行われた[6-1], [6-2]。この結果、これまでの超伝導空洞の製作はニオブ板をスピニングや深絞り成型で加工した半セルと、ニオブ板をロールで巻いて溶接して作ったビームパイプ及び、旋盤加工したニオブのフランジ等の各部品を電子ビーム溶接で接合して組み立てる方法（以下、従来法と呼ぶ）に定着した。そして、この従来法で製作した空洞を用いた超伝導加速器がこれまでに数多く主要国で稼動している。従来法の他には1988年にCERNで開発されたスパッターリング法による、周波数352MHzの空洞がCERNのLEP2で約200台使用されている[6-3]。この方法は銅空洞の内面に厚み1 μ m程のニオブ薄膜をスパッターリング法で成膜して空洞を製作する方法である。現在、世界の主な研究所で稼動している超伝導空洞を表6.1に示した。

表 6.1 主な研究所で現在稼動中の超伝導空洞

研究所	用途	周波数 [MHz]	セル数	材料	製作法	加速電界 [MV/m]
KEK	B-factory	508.887	Single	Nb	従来法	21.7
Jefferson Lab	Nuclear physics	1,500	7	Nb	従来法	20
Jefferson Lab /SNS	Neutron source	805	6	Nb	従来法	製作中
DESY	TESLA test facility	1,300	9	Nb	従来法	30
CERN	LEP2	352	4	Nb/Cu	スパッター法	9.5 (4.5K)

最近では、大規模な TESLA 計画に対処するために、これまでの溶接構造の従来法よりも経済的な方法として、半セルどうしの溶接やセルとビームパイプ

の溶接が省ける、スピニング加工やバルジ加工で空洞を一体成型するシームレス空洞の研究が行われている。KEK では空洞製作に従来法を用いている一方、クラッド材とシームレス構造を結びつけた独創的な構想を提案してクラッドシームレス空洞を開発している。CERN では長期に亘り、スパッタリング法による空洞の研究を続けている。また INFN-LNL では一貫してスピニング法を追求していて、ニオブの板や管からスピニング成型で、マルチセルを含めたシームレス空洞を作る方法を研究している。そして DESY では溶接構造の従来法の他に、ニオブのシームレス管を hidrofoam で一体成型してシームレス空洞を作る開発を行っていて、すでに 2 セル空洞の試作も行っている。

空洞の加工研究の一方では、超伝導空洞に用いられるニオブ材についても、Q 値や高周波表面抵抗及び加速電界に関する空洞性能の向上のために材料の高純度化がなされてきて、現在では RRR 200 のニオブ材が一般的に入手できるようになった。表 6.2 に典型的なニオブ板製品の試験成績表を示す。

表 6.2 ニオブ板製品の試験成績表 (RRR 200 グレード)

機械的性質

Tensile Strength (Longitudinal)	Tensile Strength (Transverse)	Yield Strength (Longitudinal)	Yield Strength (Transverse)	Elongation (Longitudinal)	Elongation (Transverse)	Hardness (Hv)
15.4 kg/mm ²	16.2 kg/mm ²	4.9 kg/mm ²	5.0 kg/mm ²	35.5 %	26.0 %	55.2

化学成分 (in Wt %) (Nb 純度 99.9%)

H	O	N	C	Ta	Fe	Ti	W	Si	Mo	Zr	Nb
0.001 max.	0.008	0.004	0.003	0.08	0.002	0.002	0.01 max.	0.002	0.005 max.	0.01 max.	Balance

更に高電界を得るために材料の改良とともに、製作された空洞内表面の欠陥除去と清浄化を目的とした表面処理の研究がこれまでに行われてきた。今では空洞性能の改善のために機械研磨、電解研磨、化学研磨、熱処理、高圧水洗、ベーキングの処理法を複合的に組み合わせて用いている。従って、現在の超伝導空洞の高い Q 値と高電界化は空洞の加工技術の向上の他に、ニオブ材の高純度化とニオブの表面処理技術の開発が加わって達成されていると云える。

6-2 溶接構造の従来法による空洞の製作

従来法は今までに多くの超伝導空洞の製作に採用されてきた。この方法は多数の電子ビーム溶接工程を含むから溶接技術の信頼性が重要である。また空洞用材は溶接性を考慮してクラッド材は用いられず、ニオブバルクのみが使われる。ニオブ材は高純度ニオブ（99.9%）で、RRRが200~300のものが一般に多く用いられている。この方法の製作フローチャート及び製作工程を図6.1と図6.2に示す。また図6.3にKEKに於いて従来法で製作したいろいろな種類の単空洞の写真を示す。

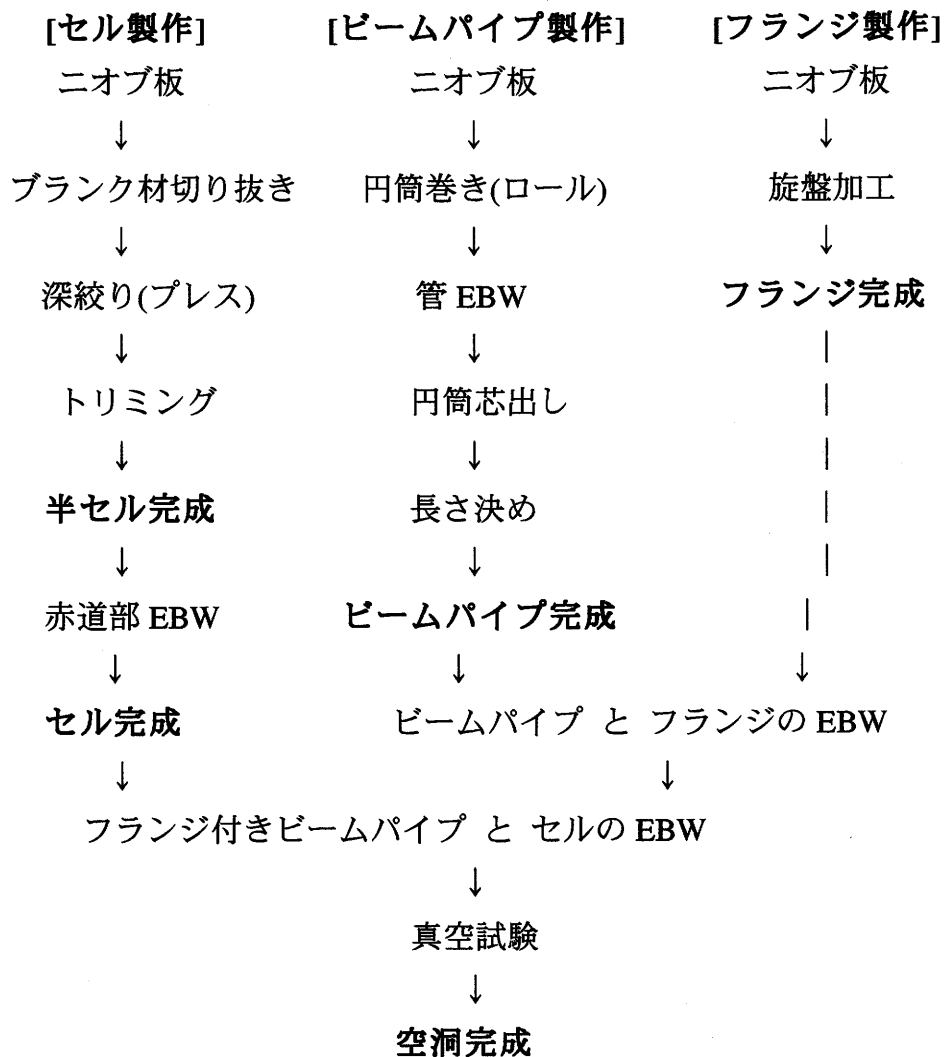


図 6.1 空洞製作フローチャート（従来法）

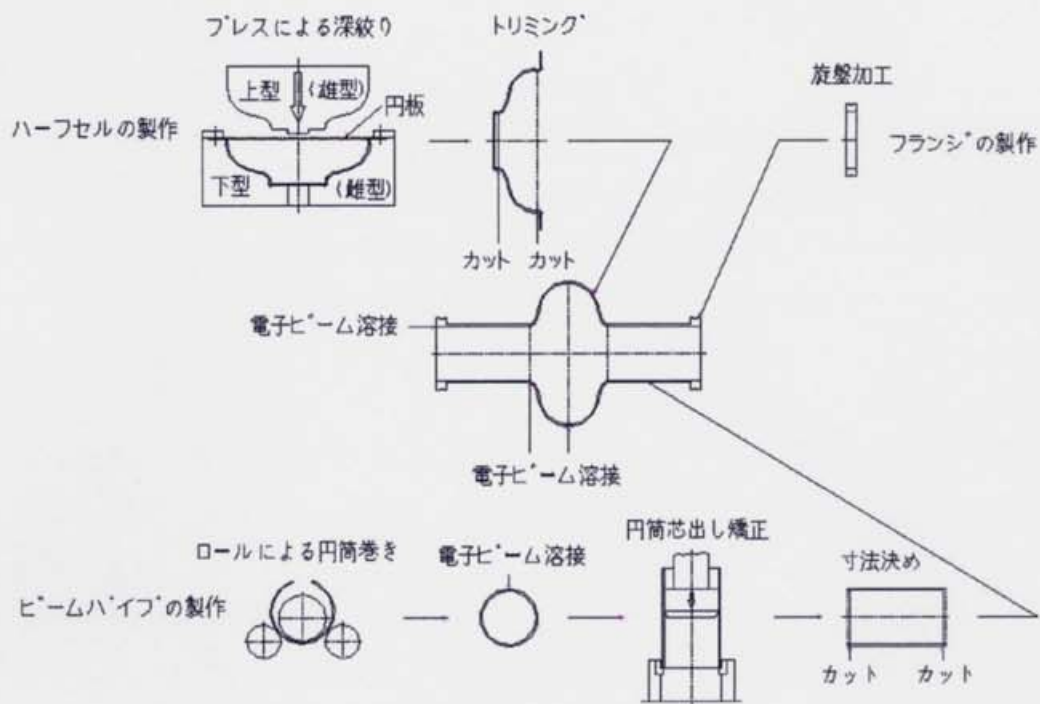


図 6.2 空洞製作工程 (従来法)



図 6.3 KEK 工作センターが従来法で製作した各種の単空洞

6-2-1 半セル及びビームパイプの製作

L バンド空洞の場合、厚さ 2.5mm のニオブ板から直径 280mm の円板状のブランク材を切り抜き、これをプレスで深絞り成型してハーフセルを作る。高純度ニオブは銅材のように成型性は良い。ハーフセルの成型はプレスによる深絞りの外、スピニング成型や液圧成型が用いられるが、生産性や成型時間、品質の均一性、作業の容易性、捨て材の減量等を考慮するとプレスによる深絞り成型の方が有効である。深絞り成型は、NC 旋盤で加工したアルミ合金 (A-7050) 製の、外側のハーフセル形状を持った雌型 (下側の型) の上にニオブのブランク材を置き、同じく NC 加工したアルミ合金の内側のハーフセル形状を持った雄型 (上側の型) でプレス (100ton プレスを使用) することで行われる。この方法で深絞りした場合、スプリングバックを生じたり、アイリス部で板厚が減少したりして、板と型の密着性が悪くなり空洞の仕上がり形状に誤差を生じる。従ってこれを修正するための型を作る必要があり、型の製作に高度な技術が要求されるとともに、型の製作費が高価となる。図 6.4 にハーフセルをプレスで深絞りしている写真を示す。

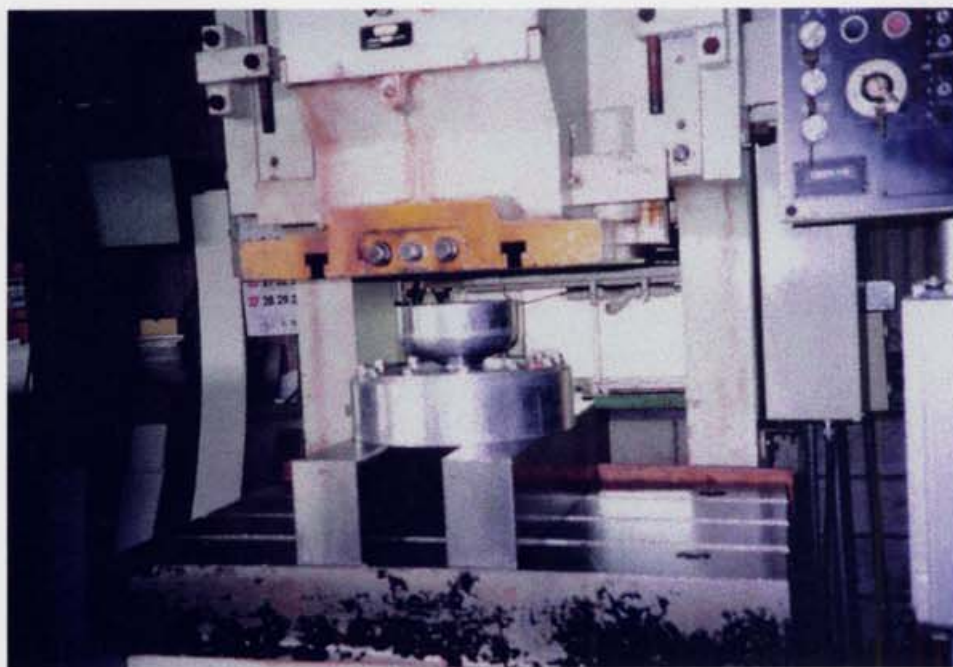
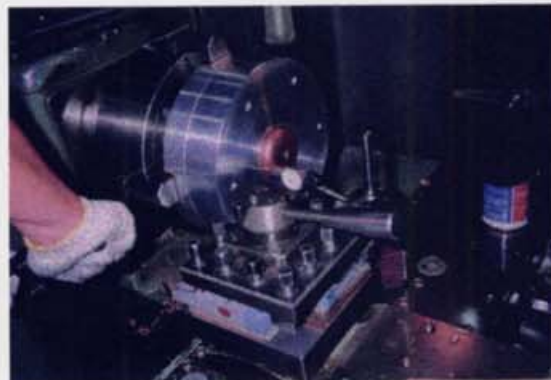


図 6.4 プレスによるハーフセルの深絞り

深絞りしたハーフセル部品はトリム用治具に取り付けて、赤道部とアイリス部を旋盤加工して正寸に仕上げる。ビームパイプは厚さ 2.5mm のニオブ板をロールで巻き、管軸方向の合わせ目を電子ビーム溶接して作る。この溶接短管は真円度を出すために、プレスを用いて管の内側に矯正治具を押し通して芯出しをする。管径は矯正治具で押し広げられるから、予め直径で約 1mm 程度小さくしておく。図 6.5 にトリム加工中の様子とトリム治具および完成したハーフセルを示す。また、図 6.6 にビームパイプの矯正概念図とビームパイプを矯正している写真を示す。



(赤道部のトリム加工)



(アイリス部のトリム加工)

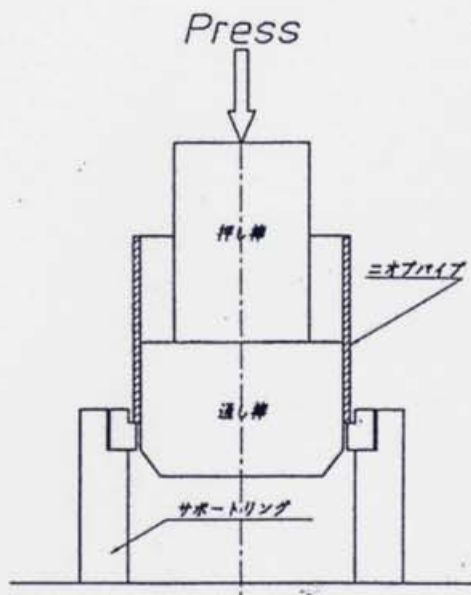


(トリム治具)



(完成したハーフセル)

図 6.5 トリム加工とトリム治具 及び 完成したハーフセル



(パイプ矯正の概念図)



(Nb パイプの矯正)

図 6.6 ビームパイプの矯正

6-2-2 部品の電子ビーム溶接

ニオブ金属は高融点材料 (2468℃) で、更に高温状態で酸化されやすく材料劣化を起すので、各部品間の溶接は真空中で溶接する電子ビーム溶接が用いられる。単空洞の場合の溶接箇所は、二つのハーフセルをつなぐための赤道部の溶接、二組のビームパイプとフランジの溶接及びセルの両側とフランジ付きビームパイプの溶接の計 5ヶ所である。ニオブのセルやビームパイプを溶接して単空洞を製作した時の KEK の実例が報告されている[6-4]。これによると、熱伝導ビームによるハーフセルどうしの赤道部の内側からの溶接で 0.5~0.7mm、そして外側からの貫通ビームによるセルとビームパイプの溶接で 0.3~0.5mm 程度の溶接縮みを伴う。従って溶接歪みを制御する必要があり、溶接前の各部品は縮み代を考慮して製作しなければならない。このような溶接精度のばらつきは 9セル空洞の溶接ではかなり大きな形状誤差となるので、溶接前の各部品の寸法調整は困難を極める。また KEK の実例では L-バンド単空洞 1 台当たりの総製作時間は 15 時間 15 分を要し、この内容溶接工程で約 3 時間 (総製作時間の 20%) 費やしている。図 6.7 に KEK 工作センターに設置されている電子ビーム溶接機の全景写真を示す。

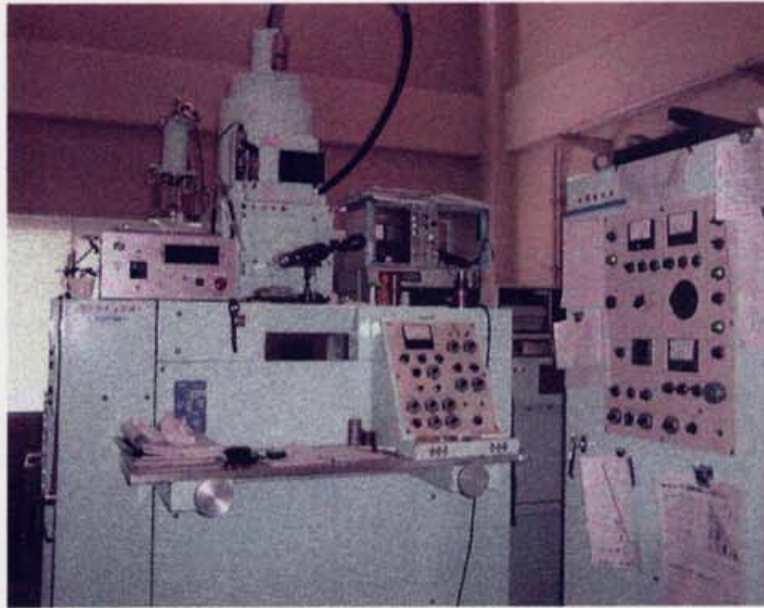


図 6.7 KEK 工作センターの電子ビーム溶接機

6-2-3 従来法の製作上の問題点

この製作方法は主に深絞り成型の技術と信頼性の高い電子ビーム溶接の技術で成り立っているが、深絞り成型に関しては今や機械的に均一な品質のハーフセルが量産できる。しかし溶接に関しては真空排気で時間がかかる等、煩雑な電子ビーム溶接の工程が多くて量産的でない。もしも TESLA のような大量に加速空洞を必要とする計画にこの製作方法を適用したならば、前述のように 180km におよぶ膨大な量の溶接を行わなければならない、例え信頼性の高い溶接技術といえども、穴あきやスパッターボールの飛散、あるいはオーバーカットや過大な肉盛りによる段差を生じて空洞の表面欠陥につながる懸念があり、溶接欠陥を抑えて歩留まり良く均一な空洞を大量生産するのは難しい。溶接欠陥は空洞表面の二次的な修正加工を必要として製作時間や製作費の増加を招くばかりか、溶接欠陥が完全に修復または除去されなければ空洞の生産量が上がらない結果になる。また、表面欠陥による発熱箇所を特定するためには空洞表面の温度マッピングを得なければならない、空洞全体にカーボン抵抗を貼りめぐらして温度を測定する手間をかけなければならない。溶接箇所の多い 9 セルの場合積算された溶接ひずみも気になりになる。従って、多量なニオブ材の使用と膨大な溶接量を考えると、TESLA 計画のごとく大規模な加速器建設にこの製作

方法を適用するのは得策ではない。

6-3 スパッタリング法 (CERN) による空洞の製作

スパッター法は無酸素銅の空洞の内面にニオブの薄膜をスパッタリングで成膜する方法である。この方法の製作フローチャート及び製作工程を図 6.8 と図 6.9 に示す。スパッターの基盤となる銅空洞はスピニング等で作ったハーフセルを溶接して製作するが、最近ではニオブ薄膜の成長に悪影響を与える恐れのある溶接箇所のないシームレス空洞を作るために、スピニングやハイドロフォーム成型による加工方法が試みられている。スパッタリングは空洞の中心軸に挿入したマグネトロン装置と呼ばれる円筒型陰極とグランドポテンシャルの空洞壁との間のアルゴンガスの雰囲気でのグロー放電により行われる。

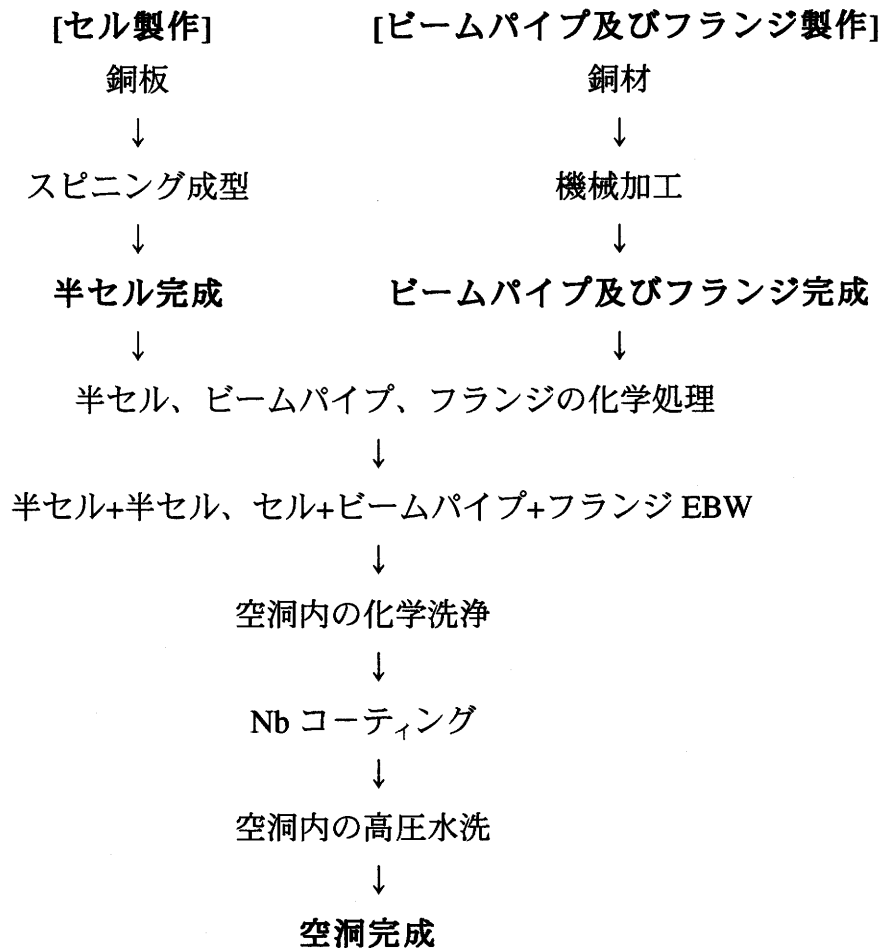


図 6.8 CERN に於ける空洞製作フローチャート (スパッタリング法)

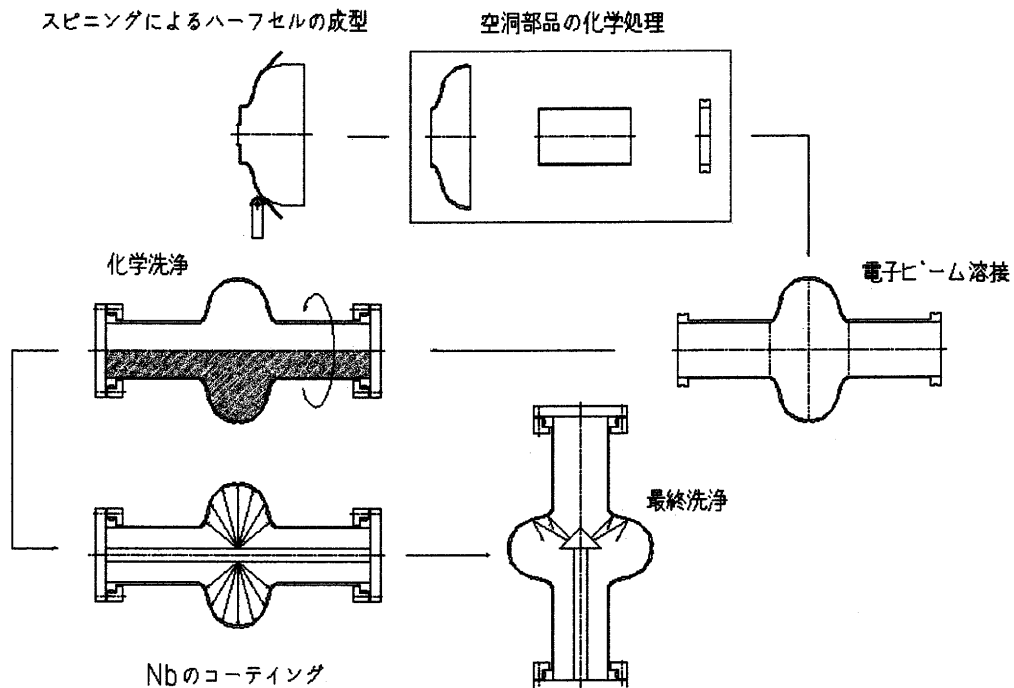


図 6.9 CERN に於ける空洞製作工程（スパッタリング法）

6-3-1 スパッタリング法の製作上の問題点

スパッタリング法は薄膜の成長が柱状結晶構造になる。このために粒界の結び付きが弱く、また粒界間に不純物が残留しやすくなる。これらが表面抵抗を増加させる原因となって、高電界になるにつれて著しく Q 値が劣化する。これを解決するための薄膜に対する改善策が研究されているが、問題解決は困難である。またスパッタリングの善し悪しは基盤となる銅空洞の表面の滑らかさに関係するので[6-5]、下地の仕上げに手間をかける必要がある。 Q 値の改善には柱状結晶を溶解統合してニオブの結晶を大きくすること有効だが、基盤の銅の溶解温度（ 1083°C ）で制限されて、高い熱処理温度に上げられない。

6-4 スピニング法（INFN-LNL）による空洞の製作

スピニングは元来ハーフセルの成型加工に使われていたが、これを空洞全体の成型に拡張した加工技術を確立したのは INFN-LNL である。この方法は一枚板や管材料を一体加工するので空洞本体は溶接工程を含まないシームレス空洞

が製作できる。スピニング法概念図を図 6.10 に示す。スピニングの型は完成した空洞に包み込まれるが、小片に分割して空洞の外へ取り出せる構造に工夫されている。スピニング法はニオブバルクとニオブと銅のクラッド材の両方に適用できる。また大きな板材を使えば、マルチセルのシームレス空洞を加工することも可能である。既に INFN-LNL ではニオブ材の 5 セル空洞のスピニング加工に成功している。しかしながら TESLA 計画のための 9 セル空洞を製作する場合は、かなり大きい面積の板が必要であるから取り扱いが大変である。図 6.11 に INFN-LNL でのスピニング法の製作工程を示す。また図 6.12 にそのフローチャートを示す。

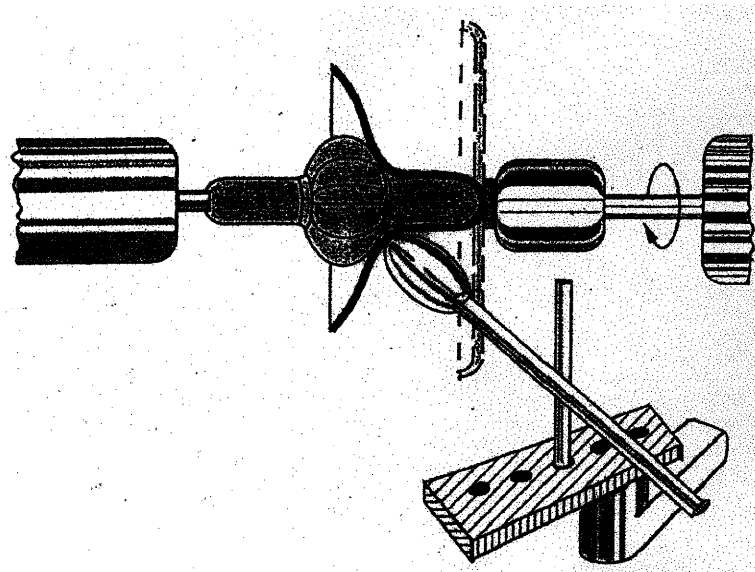


図 6.10 スピニング法概念図 [V Palmieri 氏(INFN-LNL)提供]

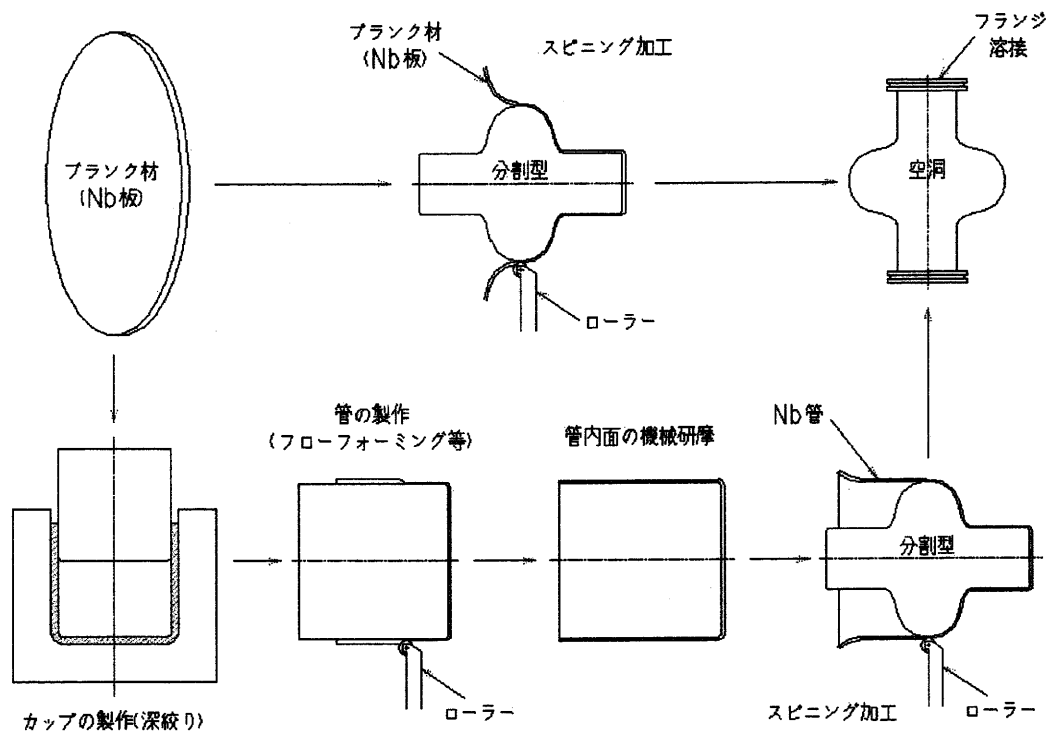


図 6.11 INFN-LNL に於ける空洞製作工程 (スピニング法)

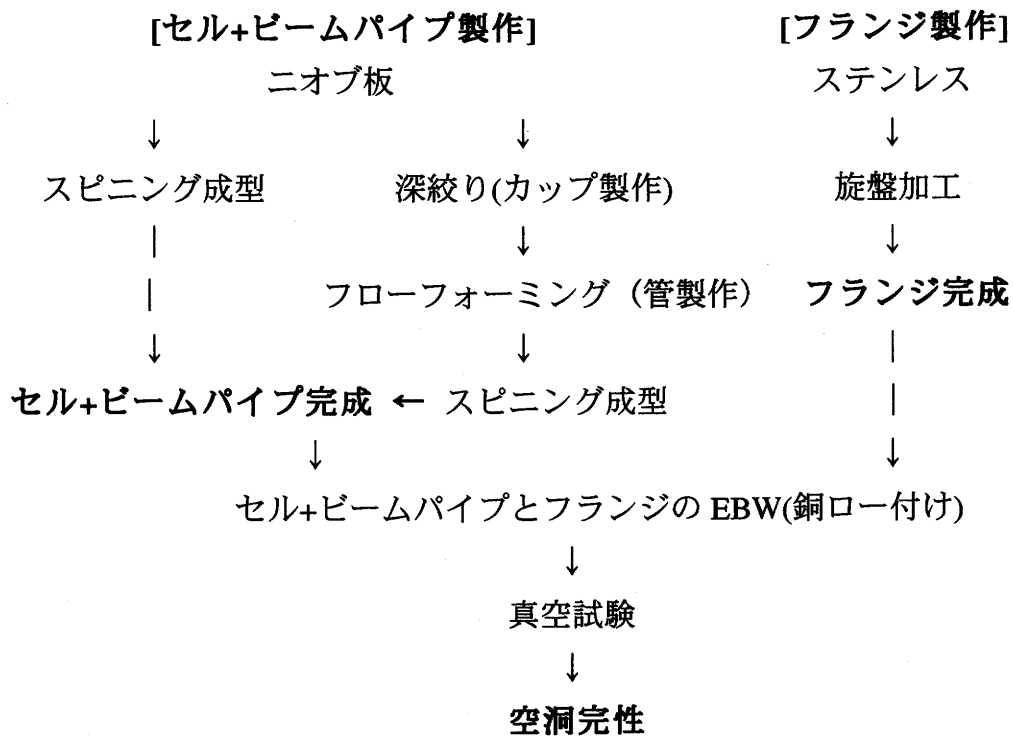


図 6.12 空洞製作フローチャート (スピニング法)

6-4-1 スピニング法の製作上の問題点

スピニング法はローラーで加工材を局部的にしごくポイント成型加工で、比較的加工度が大きい。このため図 6.13 に示したように、成型終了側のアイリス部分（アイリスからビームパイプに亘って）のニオブ表面に多数の細かいクラックが軸方向に沿って生じる。また、この方法はアイリスで材料が拘束されるので、この付近での減肉が大きい。そして空洞全体の肉厚を均一に加工するのが難しい。図 6.14 にスピニング空洞の肉厚分布の一例を示す。このような肉厚の不均一性は、多連空洞の共振周波数及びセル毎の加速電界の強さを調整するために各セルを軸方向に伸縮させて行うチューニングが難しくなる。更に、スピニング法で一枚板から多連空洞を成型する場合はかなり大きな板を操作しなければならないし、管の場合には長尺のシームレス管を必要になる。

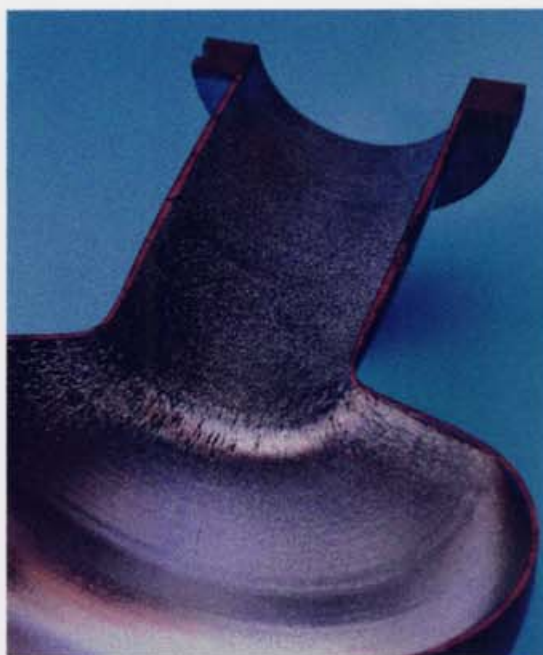


図 6.13 スピニング加工で発生した Nb 表面のクラック（クラッド空洞の例）

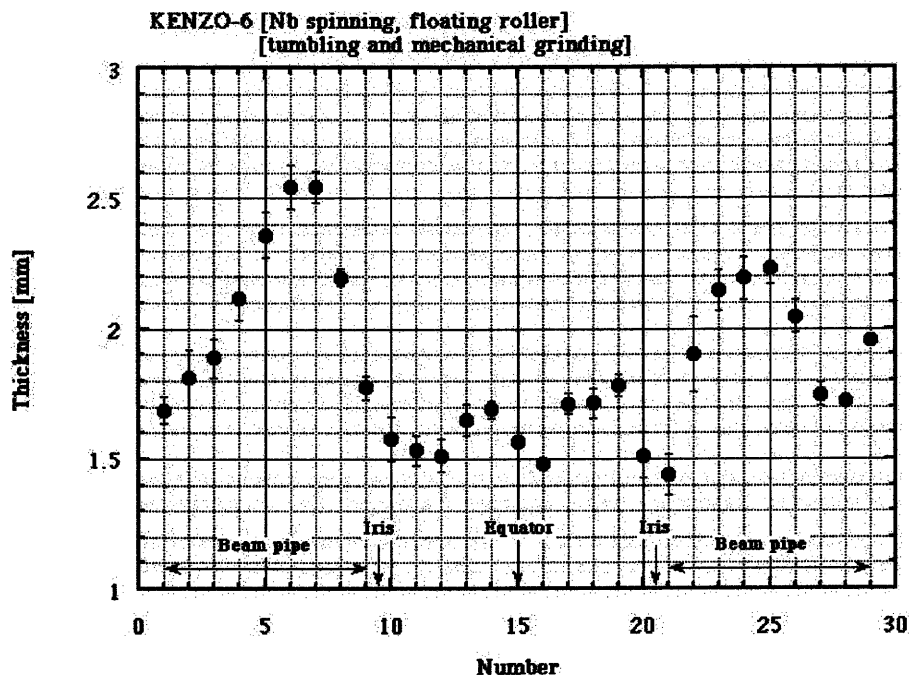


図 6.14 スピニング空洞の肉厚分布

6-4-2 クラック対策

INFN-LNL ではクラックの発生を出来るだけ抑える加工法を追求している。例えば、ブランク材の固定側から開放側にローラーを移動しながら加工材を型に押しつける方法（一般にスピニングと称し、軸方向に引っ張り応力、その直角方向に圧縮応力が発生する）とブランク材の開放側から固定側にローラーを動かす、ローラーで加工材を型に押しつけて順次開放側に向かって成型する方法（フローフォーミングと称し、肉厚変化を伴い軸方向及び直角方向に圧縮応力が発生する）を比較したり、板材を直接スピニングせずに、深絞りで作った肉厚管をスピニング等で伸管して作った管を使う方法を試みたりしている[6-6]。またスピニングで用いるローラーの材質を硬い物と軟い物に使い分けたり、ローラーの加圧量（ $4\text{kg/cm}^2 \sim 20\text{kg/cm}^2$ ）を制御したり、ワークに対するローラーの向きを角度調整しながら成型するフローティングローラー方式等の加工法の研究も行っている。更にスピニング工程の途中でクラックを成長させないために機械研磨を施し、内面を出来るだけ滑らかな状態にしてから空洞に仕上げる方法も試みられている。しかし未だこの問題は解決されていないので今の所、

製作が完了した空洞はニオブ表面の加工油や治工具からの汚れとクラックの除去を兼ねて内面を数 100 μ m 程度機械的に研磨をして欠陥層を除去している。根本的にはクラックの発生を伴わないスピニング加工法の開発が必要である。図 6.15 に INFN-LNL でスピニング加工した空洞の写真を示す。



図 6.15 スピニング法で製作した単空洞

6-5 ハイドロフォーム法 (DESY) による空洞の製作

ハイドロフォームもまたスピニング成型と同様に、空洞本体の溶接工程を省いたシームレス空洞を作る方法である。この方法はスピニングのようなしごき加工ではないから、スピニング成型に比べてクラックの発生が少ない。ハイドロフォーム法はシームレス管の内部に水圧または油圧 (DESY では水圧を利用している) を負荷して管を膨らます (expanding) とともにプレスで管を軸方向に圧縮して成型する方法で、プレスの上下に配置した二分割のハーフセル形状の型と型の間加工管を挟み、管に内圧を負荷しつつ上下の型を接近させ、最終的に型と型を密着させて、膨らむ管を型の内壁に馴染ませて空洞を造形する。管を圧縮することで膨らみにより不足する材料を補い、肉厚の減少を抑えながら張り出し成型 (膨らまし) する方式だが、それでも径の増加とともに肉厚が減少して最大径の赤道部で最小となる。図 6.16 にハイドロフォーム法の概念図を示す。

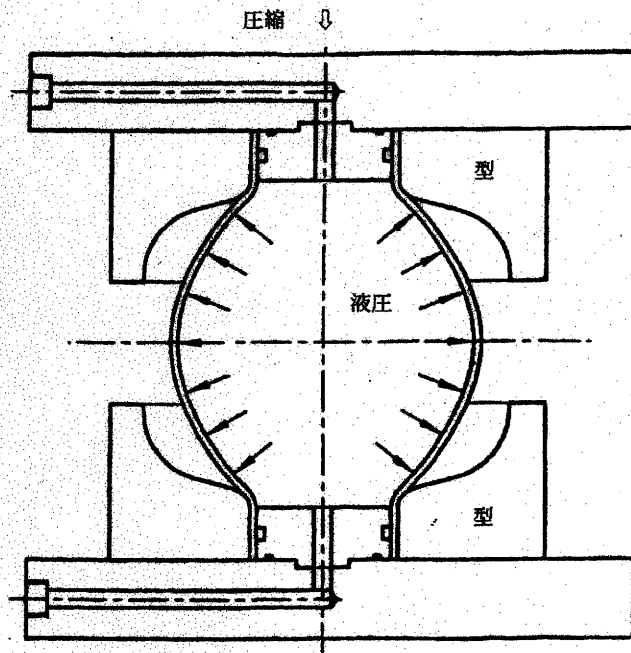


図 6.16 ハイドロフォーム法の概念図

ハイドロフォーム法はニオブ管及びニオブと銅のクラッド管の両方に適用でき、管の大きさは赤道部とビームパイプの外径（アイリス部の外径）のほぼ中間位の太さのものが用いられる。加工する管は予め両端をスエージングやスピニング成型でビームパイプの径に絞り加工を施したものである。絞りと張り出しの二段階成型の方法を採用することで、ビームパイプの径から赤道部の径までハイドロフォームだけで一方的に膨らませるより、膨らましの量を少なくでき、周長の大きな伸びによるバースト（破裂）の確率を少なくできる。例えば L-バンド（1300MHz）空洞の赤道部の外径は約 210mm でビームパイプの外径は 85mm であるが、加工管の外径を赤道部の径とアイリス径のほぼ中間の 138mm に選ぶと成型による赤道部の周長伸びは 52% である。この値はニオブの厚みが 0.8mm と銅の厚みが 3.2mm のクラッド材を引っ張り試験機で測定した伸びの最大値に相当する。図 6.17 と図 6.18 に空洞製作フローチャート及び製作工程を示す。また、成型した空洞の肉厚分布の一例を図 6.19 に示す。

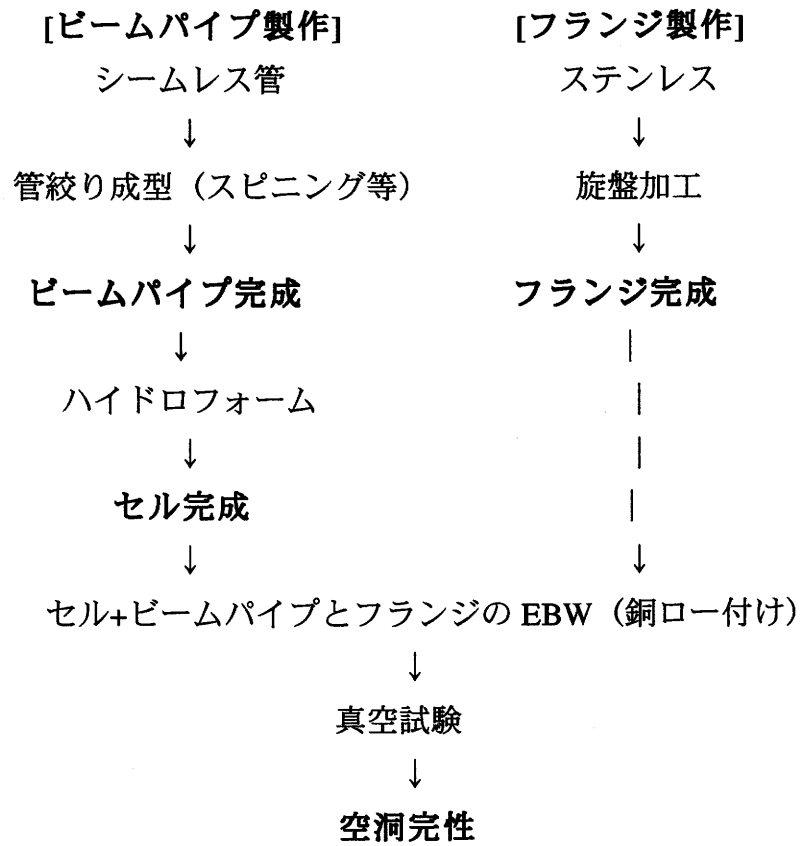


図 6.17 空洞製作フローチャート (ハイドロフォーム法)

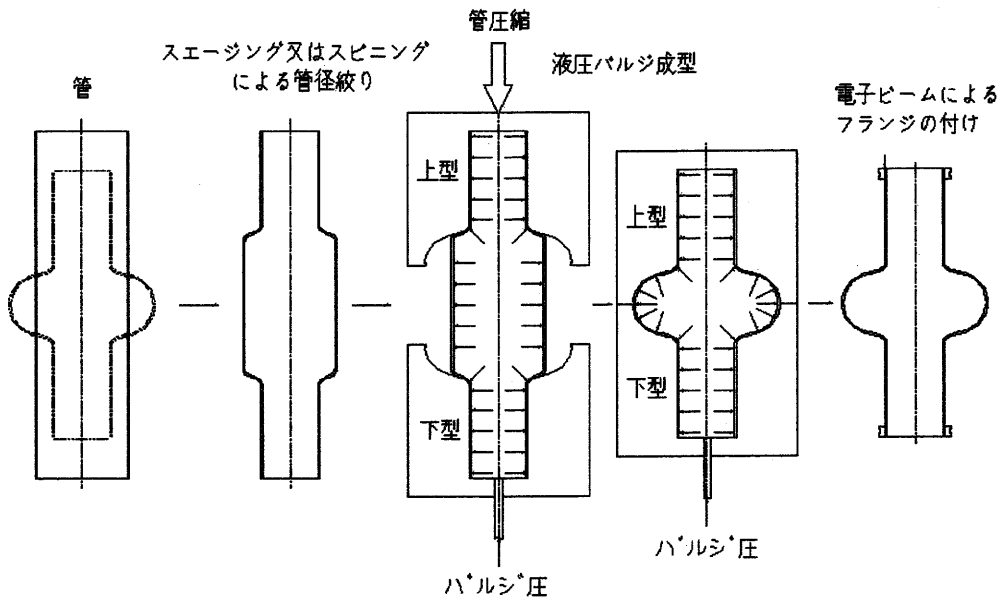


図 6.18 空洞の製作工程 (ハイドロフォーム法)

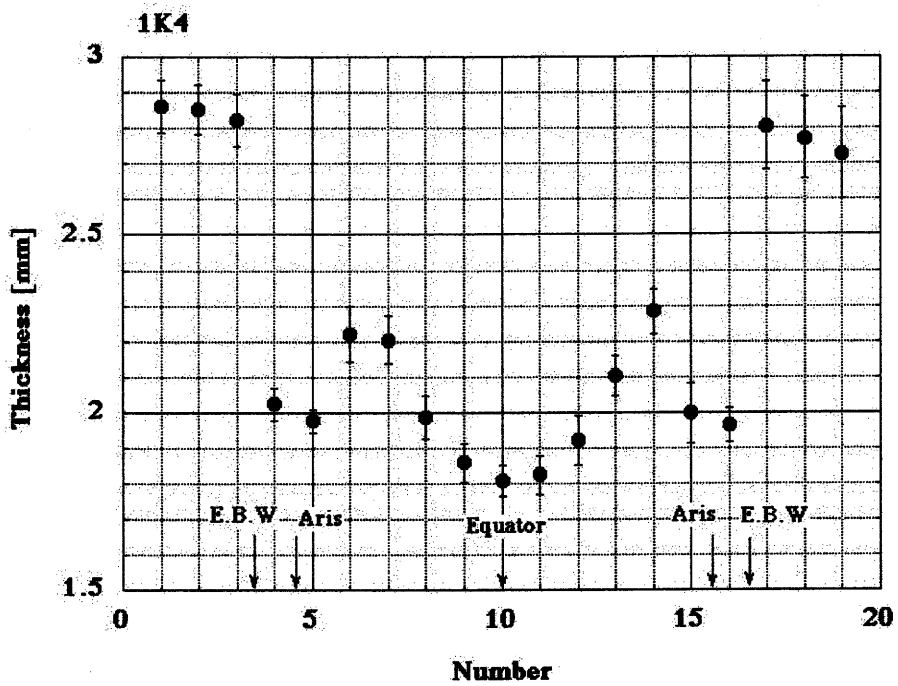


図 6.19 ハイドロフォーム空洞の肉厚分布

6-5-1 ハイドロフォーム法の利点と問題点

この方法は成型条件を決定すれば短時間で空洞の成型ができ、大量生産に適した方法である。また多連空洞用の成型装置を開発することで9セル空洞の成型も可能である。この成型はアイリス部での減肉がないのでローレンスフォーソスに対する空洞の機械的強度が保たれる。また肉厚分布は、最も肉薄の赤道部を中心にして左右対称に空洞径の増加とともに規則的に減少しているので、空洞を变形させて周波数のずれを補正するチューニング操作が比較的容易であると思われる。従って赤道部で肉厚が減少する点を除けば、ハイドロフォーム法はシームレス空洞の製作手段として適している。この方法の問題点はシームレス管が必要なことで、現在では多連空洞に適用できる長いニオブのシームレス管が入手できない。例えニオブの長いシームレス管を作ったとしても、管の価格はかなり高価になり安価な空洞製作は望めない。これを解決する方策として、ニオブ板をロールで巻き加工して電子ビーム溶接したニオブの溶接管を代用することが考えられる。

6-6 各製作法によるニオブバルク空洞の性能

次に従来法、スピニング法及びハイドロフォーム法で製作したニオブバルク空洞の性能と、ニオブバルク空洞ではないがスパッタリング法による空洞の性能について述べる。

6-6-1 従来法による溶接構造の空洞性能

KEK はこれまでに数多くの L-バンドのニオブ空洞を従来法で製作し、これに適切な表面処理を適用して性能を調べ、高電界空洞の研究を行ってきた。溶接構造の従来法によるニオブバルク空洞の性能例を表 6.3 に示す。

従来法で製作した溶接構造の単空洞は全ての加工が完全で表面処理が適切ならば 39MV/m 以上の加速電界に達し、製作費は高額になるが性能的には TESLA の目標値を (25MV/m 以上) 十分満たしている。しかし反面、N-1 空洞のように一旦溶接欠陥を生じさせると、これを修復しても性能は向上しない例もある。N-1 空洞は溶接条件が適切でないために、スパッターボールが飛散して付着したのでグラインダーで除去した。また K-22 空洞は RRR の値は低いが、溶接欠陥等がなしに適切な表面処理で高性能が得られた例である。性能の高い例として図 6.20 に K-14 空洞の Q_0 -Eacc カーブを、また低い例として N-1 空洞の Q_0 -

Eacc カーブを図 6.21 に示す。

表 6.3 従来法で製作したニオブ単空洞の性能

	K-14[RRR=300]	K-11[RRR=200]	K-22 [RRR=148]	N-1 [RRR=200]
測定直前 表面処理	Barrel (10 μ m) EP (120 μ m) Anneal(800 $^{\circ}$ C \times 5hr) HPR	EP (30 μ m) HPR	EP (120 μ m) HPR	CP-Barrel(35.9g) Grinding,CP(10 μ m) Anneal EP(30 μ m),HPR
最大加速電界	39.5MV/m	39.1MV/m	40.0MV/m	16.6MV/m
最大 Q 値	4.7×10^{10}	5.1×10^{10}	2.5×10^{10}	4.0×10^{10}
残留抵抗	4.3n Ω	5.4n Ω	10.8n Ω	6.1n Ω
備考	Half-cell Anneal(1400 $^{\circ}$ C \times 5hr)	Total EP(150 μ m) 以上	Total CP(150 μ m) TotalEP(120 μ m) 以上	

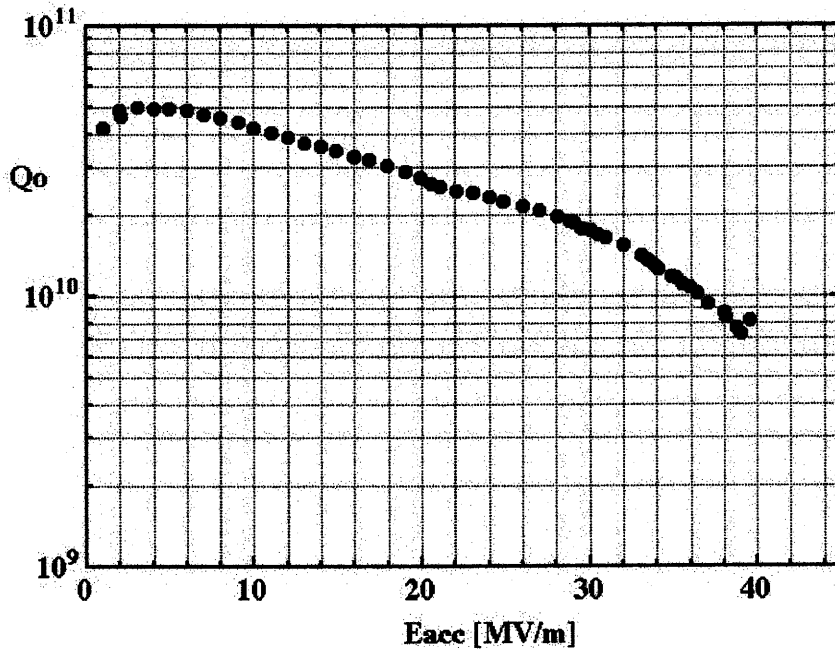


図 6.20 従来法で製作した K-14 空洞の Q_0 -Eacc カーブ
(高電界が得られた例)

加速電界の増加とともに RF 損失が増し、液体ヘリウム槽の温度上昇 (1.7K から 2.1K に上昇) による Q 値の低下が見られるが、加速電界は 40MV/m 近く

に達した。

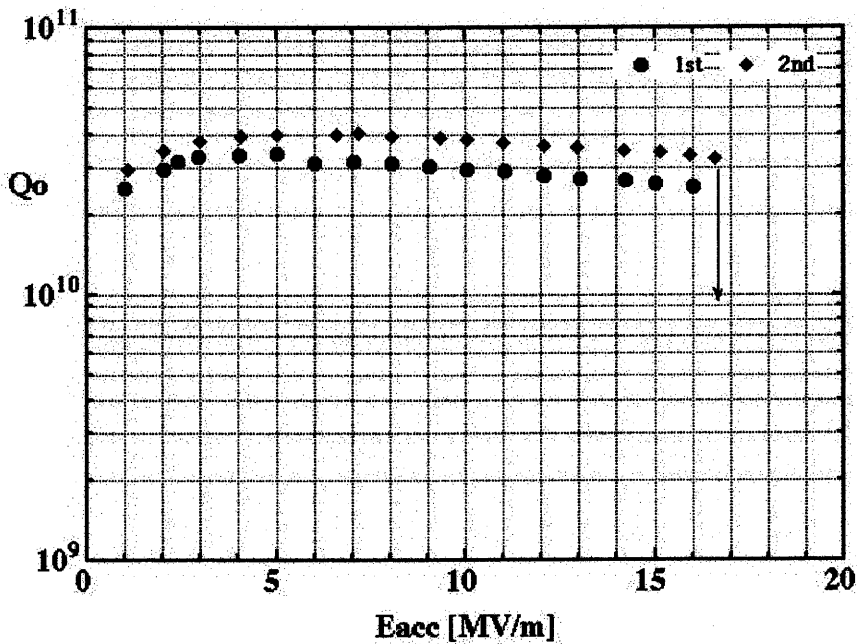


図 6.21 従来法で製作した N-1 空洞の Q_0 - E_{acc} カーブ
(溶接欠陥のために低電界に制限された例)

付着したスパッターボールを局部的にグラインダーで除去しているが、加速電界は 16.6MV/m で制限されている。

6-6-2 スパッタリング法による空洞性能 (この空洞はニオブバルクではない)

スパッター法による空洞の性能が 9th Workshop on RF Superconductivity に報告されているが[6-7]、これによると 1.7K に於ける加速電界は 20MV/m で制限されている。Q 値は低電界で $\times 10^{10} \sim \times 10^{11}$ と高いが、約 5MV/m から Q ドロップがあり、15MV/m で 1×10^{10} で、これより高電界では $\times 10^9$ に落ちる。この性能は TESLA の目標値に達していない。

6-6-3 スピニング法による空洞性能

ここ数年来 (1997 年以來)、INFN-LNL と KEK は共同研究により TESLA 計画に向けて、スピニング空洞の性能向上のための研究を行ってきた。これまで

に4個のニオブ・バルク単空洞 (KENZO-4, KENZO-5, KENZO-6, KENZO-11) を INFN-LNL で製作し、これを KEK で低温測定して性能を試験した。3 mm 厚のニオブ・バルク材 (RRR>200) をフローティングローラー方式で加工した KENZO-5 と KENZO-6、及びローラーの向きが固定されたこれまでのスピニング法により加工した KENZO-4 の空洞の性能を測定した。更に、スピニングの回数を減らしてクラックの発生を抑える試みとして、8 mm 厚のニオブ・バルク材を強いローラー圧で加工 (Super hard spinning) した KENZO-11 を測定した。これらの結果を表 6.4 に示す。

表 6.4 スピニング法で製作したニオブ単空洞の性能

	KENZO-4 [RRR>200] Nb bulk	KENZO-5 [RRR>200] Nb bulk	KENZO-6 [RRR>200] Nb bulk	KENZO-11 [RRR=?] Nb bulk
測定直前 表面処理	Barrel (132hr) CP (4.5min.) Anneal (750°C×3hr) EP (30 μm) HPR	Barrel (84hr) CP (4min.) Anneal (750°C×3hr) EP (30 μm) HPR	Barrel (84hr) CP (4min.) Anneal (750°C×3hr) EP (50 μm) HPR	CP (100 μm) Anneal (750°C×3hr) EP (50 μm) HPR
最大加速電界	31.9MV/m	38.2MV/m	38.8MV/m	21.1MV/m
最大 Q 値	3.7×10^{10}	4.6×10^{10}	4.3×10^{10}	4.4×10^{10}
残留抵抗	8.7nΩ	7.7nΩ	7.4nΩ	7.8nΩ
備考	Total EP (330 μm)	Total EP (330 μm) Floating roller technique	Total EP (200 μm) Floating roller technique	Total CP+EP (150 μm) Super hard spinning

今回測定したスピニング空洞は、40MV/m の加速電界に達していないことから、溶接構造の空洞に比べると幾分性能は劣るようである。しかし、4個中3個が TESLA の性能仕様を満たしている。スピニング法に於いて、フローティングローラー方式で製作した KENZO-5 と KENZO-6 の空洞性能は、ローラーの角度を固定してスピニングした KENZO-4 空洞よりも多少良い結果である。またスピニング圧を高くして、加工回数を減らす方法で製作した KENZO-11 の性能は低い結果であった。スピニング回数を減らすとクラックが減少するが、バレル研磨を施していないので、他のスピニング空洞より面の状態が悪いのかも知れない。スピニングの方法は性能的には TESLA の目標値に達しているが、クラックの発生や肉厚の不均一性の問題等未だ解決されていない部分がある。

図 6.22 にスピニング法で製作した KENZO-6 の Q_0 -Eacc カーブを示す。

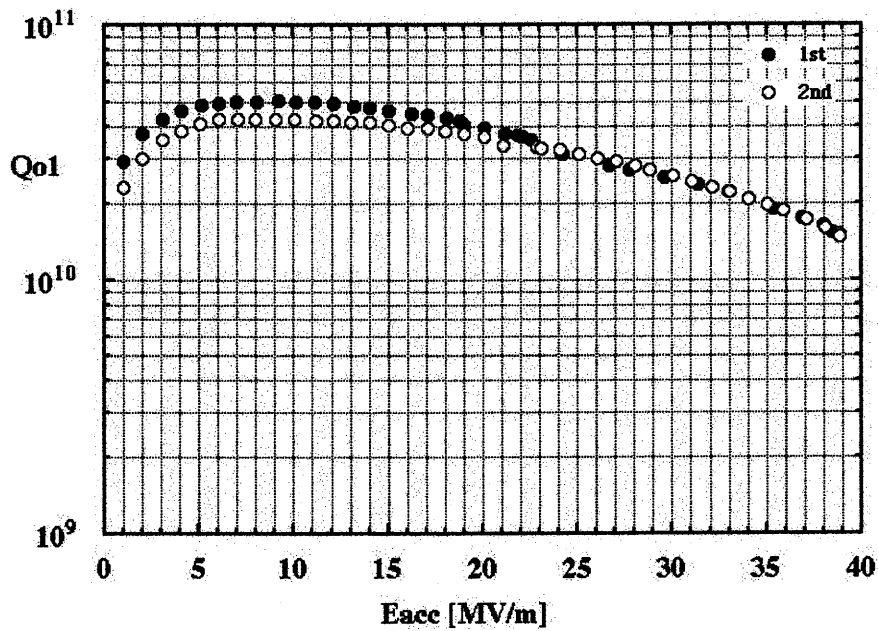


図 6.22 スピニング法による Nb 空洞 (KENZO-6) の Q_0 -Eacc カーブ

6-6-4 ハイドロフォーム法による空洞性能

表 6.5 ハイドロフォーム法で製作したニオブ単空洞の性能

	1K2 [RRR300] Nb bulk	1BT1 [RRR200] Nb bulk	1K7 [RRR200] Nb bulk	1K4 [RRR200] Nb bulk
表面処理	CP(250 μ m) EP(100 μ m)	CP(150 μ m) EP(100 μ m)	Total EP(180 μ m) HPR Bake(130°C \times 2days)	Barrl(28.7g) Total CP(112 μ m) Anneal(750°C \times 3hr) Total EP(250 μ m) HPR Bake(125°C \times 2days)
最大加速電界	42 MV/m	39MV/m	34 MV/m	26MV/m
最大 Q 値	2.5×10^{10}	1.2×10^{10}	3.3×10^{10}	1.6×10^{10}
残留抵抗	3n Ω		6n Ω	20.2n Ω
備考	1400°Cアニールで RRR100 を RRR300 に改善		Anneal(750°C \times 3hr)	

DESY のハイドロフォーム法の空洞は、ニオブのシームレス管から作られていて、シームレス管はニオブ板をスピニングや深絞りをして作る。スピニングによる Nb シームレス管から製作した 1K2 空洞と、深絞りによる Nb シームレス管から製作した 1BT1 空洞、1K4 空洞、1K7 空洞の性能を表 6.5 に示す。表中の 1K2 空洞は KEK で電解研磨を施したもので、1K2 と 1BT1 空洞は Jefferson Lab で低温測定した。また 1K4 と 1K7 空洞は KEK で低温測定した。

ハイドロフォーム法によるニオブバルク空洞は 1K4 空洞以外では高性能が得られている。他の方法のものと性能を比較すると、この方法はシームレス空洞を作る有望な手段で、経済性を考慮してニオブ材をクラッド材に代えて、この製作方法と組み合わせるアイデアは性能的にも期待できる。図 6.23 と図 6.24 に 1K2 空洞と 1K7 空洞の Q_0 -Eacc カーブをそれぞれ示す。

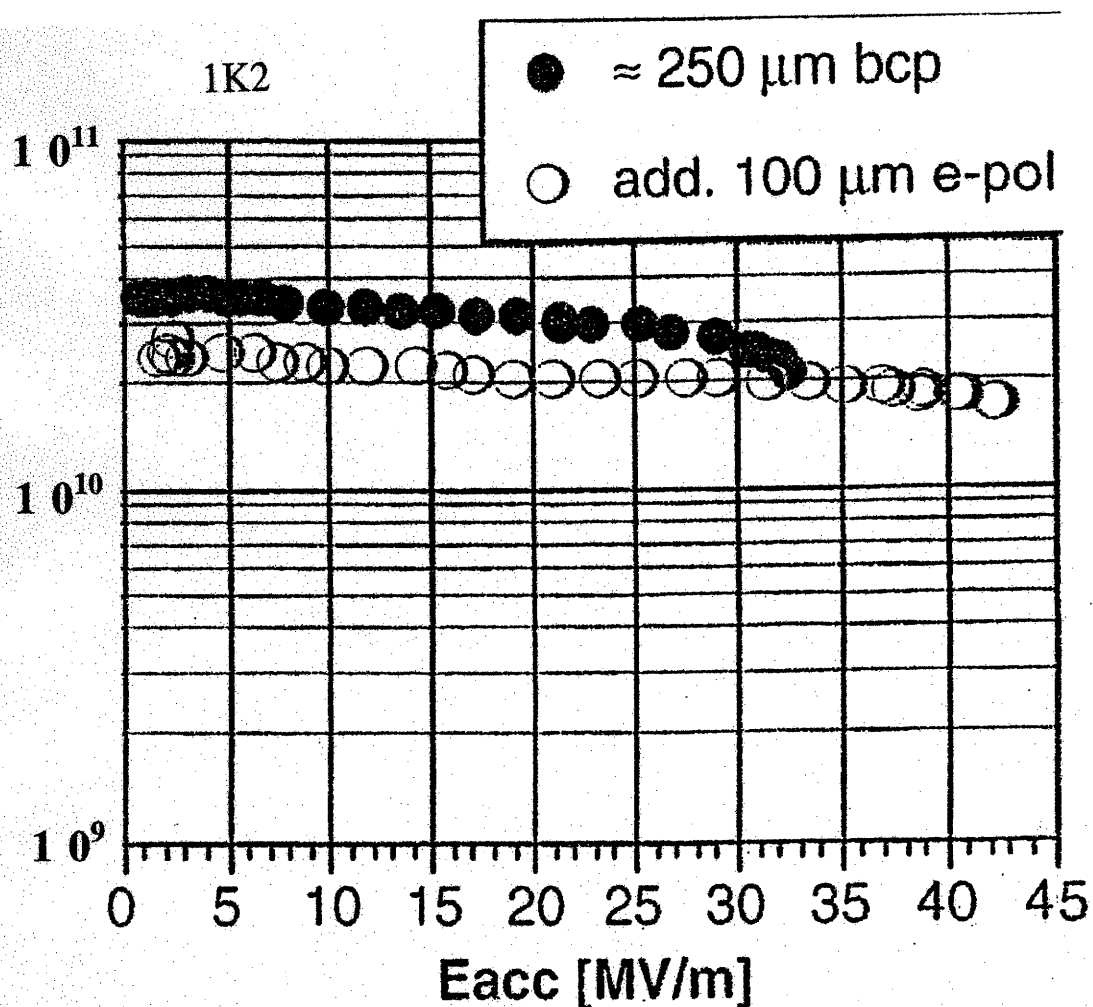


図 6.23 ハイドロフォーム法による Nb 空洞 (1K2) の Q_0 -Eacc カーブ

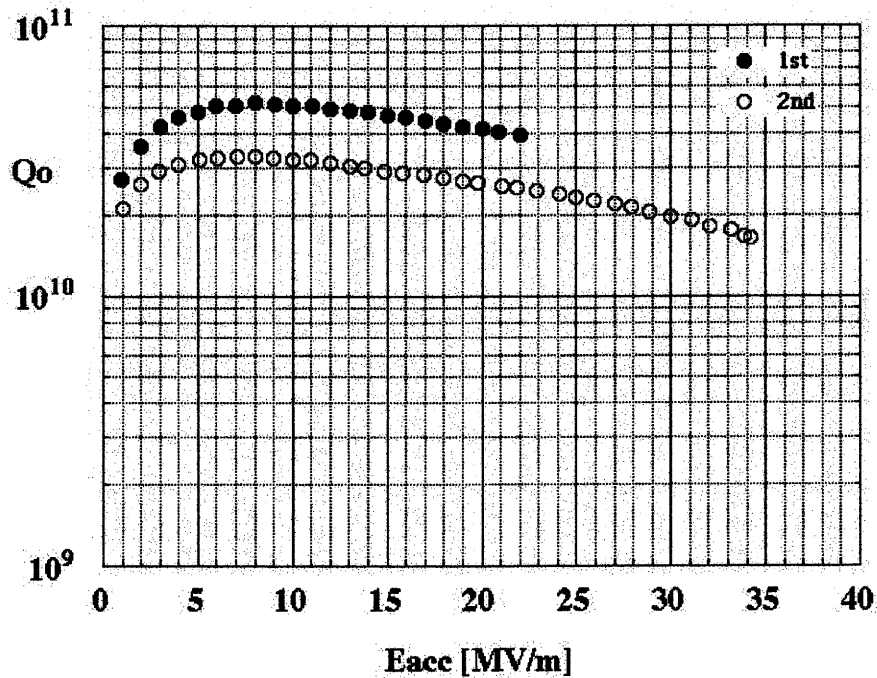


図 6.24 ハイドロフォーム法による Nb 空洞 (1K7) の Q_0 -Eacc カーブ

6-7 結 語

従来法による溶接構造の単空洞の製作技術は、溶接を完璧に行えば今やほとんど確立され、 $RRR > 200$ のニオブバルク空洞に適切な表面処理を施すことで 40 MV/m 近くの加速電界に達し得る。しかしこの方法は溶接欠陥の懸念のある電子ビーム溶接工程を多く含むので、品質の均一な空洞を大量生産するのが難しく、TESLA のような大規模な加速器建設に対処するには不向きである。

スピニング法やハイドロフォーム法による空洞の性能がスパッター法の空洞より優れている理由はニオブのバルク性である。高性能を得るためにはニオブバルクの存在とその表面処理の方法が重要である。

スピニング法とハイドロフォーム法の中、スピニング法がハイドロフォーム法以上にニオブ表面にクラックが多く発生することと、空洞の肉厚分布が個々に不均一になる欠点を持つことを考えれば、これらの欠点が少ないハイドロフォーム法の製作方法を選択すべきである。

製作方法の違いによるニオブバルク空洞の性能の信頼性、量産性及び経済性を比較すれば表 6.6 に示すように判断される。

表 6.6 ニオブ・バルク空洞の性能の信頼性、量産性及び経済性

	性能の信頼性	量産性	経済性	
			材料費	加工費
従来法	良い	悪い	悪い	悪い
スパッター法	やや悪い	やや悪い	良い	やや良い
スピニング法	やや良い	良い	悪い	良い
ハイドロフォーム法	良い	良い	悪い	良い

[参考文献]

- [6-1] W.Bauer, et al., "FABRICATION OF NIOBIUM CAVITIES", Proc. of the 1st Workshop on RF Superconductivity, Karlsruhe, Germany, November 1980, p.271-p.288.
- [6-2] J.Kirchgessner, et al., "FABRICATION OF SUPERCONDUCTING NIOBIUM RADIO FREQUENCY STRUCTURES", IEEE Transaction on Nuclear Science, Vol. NS-30, No.4, August 1983, p.3351-p.3353.
- [6-3] C.Benvenuti, et al., "STATUS REPORT ON ACTIVITIES AIMING AT THE PRODUCTION OF SPUTER-COATED COPPER SUPERCONDUCTING RF CAVITIES FOR LEP", Proc. of the 4th Workshop on RF Superconductivity, Tsukuba, Japan, August 14-18, 1989, Vol.2, p.869-p.884.
- [6-4] H.Inoue, et al., "IN-HOUSE L-BAND NIOBIUM SINGLE CELL CAVITIES AT KEK", Proc. of the 18th Linear Accelerator Meeting in Japan, July 21-23, 1993.
- [6-5] C.Benvenuti, et al., "Study of the Residual Resistance of Superconducting Niobium Films at 1.5 GHz", Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, New Mexico, USA, November 1-5, 1999, Vol.2, p.550-p.554.
- [6-6] V.Palmieri, "SEAMLESS CAVITIES: the most creative topic in RF Superconductivity", Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Padova, Italy, October 6-10, 1997, Vol.3, p.553-p.589.
- [6-7] C.Benvenuti, et al., "HIGH-Q HIGH GRADIENT NIOBIUM-COATED CAVITIES AT CERN", Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, Santa Fe, New Mexico, USA, November 1-5, 1999, Vol.1, p.6-p.9.

第7章 Nb/Cu クラッドシームレス空洞の性能測定結果

7-1 緒言

この論文の冒頭でも述べたように、超伝導加速空洞は電気抵抗が小さく、高周波電流による表面発熱が少ないので、大電力を供給して高加速電界が得られ、加速器を小型化にできることから、ドイツの DESY 研究所が計画している新粒子探査を目的とした 500GeV から TeV 領域の高エネルギー線形加速器 (TESLA 計画) に応用するため、同研究所が建設したテストファシリティに於いて、TESLA で要求される加速器仕様を実現するための超伝導空洞の開発研究が国際共同研究の下で行われている。TESLA 計画は全長 33km の電子と陽電子のリニアコライダーの建設で、25MV/m 以上の加速電界と 8×10^9 以上の Q 値が得られる 1.3GHz の 9 連空洞を 2 万台以上使う予定である。このような大規模な TESLA 建設を実現させるには、装置の高性能化とともに製作費の削減化が必要で、空洞については加速電界が 25MV/m 以上に到達可能な高電界超伝導空洞の開発と、その製作費の削減方法が重要な研究課題である。

このうち超伝導空洞の高電界化については、溶接構造の従来からの製法による L バンドのニオブ・バルク単空洞では、これまでのニオブの高純度化による材料の向上と空洞表面処理方法の開発の結果、現在では KEK による電解研磨とベーク、及び高圧超純水洗浄を組み合わせた表面処理の方法で、理論的限界値に近い 40MV/m の加速電界が達成されている。また TESLA の 9 セル空洞を KEK で電解研磨して DESY で測定した結果では 35MV/m の加速電界を達成している。従って次ぎの課題はこれまでに得られている性能を維持しつつ、空洞を安価に製作する方法を追求することである。空洞の製作コスト削減に向けた取り組みについては、ニオブ・バルク空洞に関して、従来の製法のコスト高の原因になっている電子ビーム溶接工程を省く製作方式として、スピニング法によるシームレス空洞をイタリアの INFN-LNL で、またハイドロフォーム法によるシームレス空洞を DESY で、それぞれ開発している状況にある。しかしこれらの空洞は、電子ビーム溶接を省いて加工費の削減がされているが、空洞全体を高価なニオブで製作する点で、材料費の削減がなされていない。

このような情勢から筆者等は、ニオブ・バルク空洞の持つ高性能を維持しながら、製作費と材料費の両面から経費を削減する超伝導空洞として、ニオブと銅のクラッド材からシームレス空洞を作ることを提案した。この方法は厚い銅

に薄いニオブを張り付けたクラッド材を使うことでニオブ・バルク性が保たれているから、KEK で開発した電解研磨が摘要できて空洞の性能が保証される。その上、ニオブの消費を半分以下に減らすことができる。またシームレス管をハイドロフォーム等でビームパイプとともに一体成型するから、空洞はシームレス構造となり、面倒で且つ溶接欠陥を招く恐れのある電子ビーム溶接が省け、空洞製作コストの削減ができる。クラッド材を使った溶接構造の空洞は過去にアルゴンヌ研究所と DESY で試作されたことがあるが、アルゴンヌではクラッド材間の溶接に信頼性がもてない理由で、また DESY では空洞のクエンチ後の Q 値の大きな低下がある理由から、その後の研究を断念している。しかし我々は過去に見捨てられた技術を再検討して、クラッド材とシームレスの組み合わせと云う新しい発想の空洞製作法を開発する。

この章では、我々が提案したニオブ・銅クラッド・シームレス空洞の性能や従来から指摘されている Q 値の低下の問題等を早急に確認するために、国際共同研究の下で実証試験を実施した結果について述べる。実証試験に用いた空洞は、一枚板からスピニング法で一体成型する技術を持つ INFN-LNL 研究所で Nb/Cu クラッドシームレス空洞と Nb バルクシームレス空洞を、またシームレス管からハイドロフォームで成型加工する技術を持つ DESY 研究所で Nb/Cu クラッドシームレス空洞と Nb バルクシームレス空洞を、国際共同研究の下で製作した。また空洞の性能評価は空洞の表面処理技術と不可欠であり、ニオブ・バルク空洞の高電界達成に関しては電解研磨の優位性が確認されている。しかし、ニオブ・銅クラッド空洞では、熱伝導度の良い銅が化学研磨でできた表面酸化物や粒界段差による発熱を外部に奪い去り、化学研磨の欠点が改善される可能性がある。これについては米国の Jefferson Lab は化学研磨を得意としていることから、国際共同研究の下で同研究所で化学研磨した空洞の性能と KEK で電解研磨で処理した空洞の性能と比較する。こも結果クラッド空洞が化学研磨で高電界が達成できることが確認されれば、手数の掛かる電解研磨が省けて一層経済的な空洞になる。

KEK は以上のよな、KEK \leftrightarrow INFN-LNL、KEK \leftrightarrow DESY、KEK \leftrightarrow Jefferson Lab、及び DESY \leftrightarrow Jefferson Lab の研究体制を築き、クラッド空洞の性能と問題点を早期に結論付けるための国際研究プログラムを立案した。そして我々はクラッド材を提供してクラッド空洞の実証試験を行った。そして比較検討のために Nb バルクシームレス空洞についても実証試験を行った。

7-2 ニオブと銅の爆着クラッド板

INFN-LNL でスピニング法によるクラッド空洞の製作や成型テストに用いられた材料は爆着クラッド板で、KEK から INFN-LNL に送ったものである。最初に送った爆着クラッド板は日本原子力研究所の竹内末広氏のご好意により提供されたもので、RRR=100 の 2mm 厚のニオブと 8mm の無酸素銅を爆発圧接した 10mm のクラッド板を、冷間ロール圧延で 4mm (0.8Nb+3.2Cu) にしたものから 420mm×420mm を 3 枚作り、KEK の真空炉で 300℃2 時間の熱処理を施した。INFN-LNL はこの 3 枚のクラッド板から、初のスピニング法によるクラッド空洞の製作を試み、3 台のクラッド空洞 (KENZO-1、-2、-3 空洞) を完成させた。

初めての空洞製作ではクラッド材の成型性のテストが目的であったため、空洞の形に加工することはできたが、内面に多くのクラックが発生して完璧ではなかった。そこで、クラック問題を解決するためのスピニング法の加工法研究を実施することにした。この目的のため、そして KEK が爆着クラッド板の製作を体験する目的から、KEK が旭化成工業 (株) に依頼して爆着クラッド板を製作した。このものは RRR=200 の 3mm 厚のニオブと 6.3mm の無酸素銅を爆発圧接した 9.3mm のクラッド板である。爆着クラッド板の製作方法は母材 (銅板) の上に、スペーサーで 1mm 程度の間隙を設けて、合わせ材 (ニオブ板) を重ね、合わせ材の全面上にパウダー状の火薬を敷きつめて、その一端から起爆し火薬を数千 m/sec の高速で順次終爆側に爆発を進行させる。爆発によって合わせ材は超高圧を受け母材面へ高速駆動され、母材に斜に衝突して接合される。なを圧着が進行する衝突面から前方に金属ジェットが噴流され、これにより表面層が除去されて清浄面が作られて接合が行われる。爆発圧着は瞬時に完了するため、爆発熱が材料に伝わる余裕がまいので、全くの冷間圧着である。ここで用いた母材の銅板及び合わせ材のニオブ板の面積は 950mm×500mm で、各板は脱脂洗浄して、砂で築いたの土台の上にセットして爆着した。爆着は周囲の 50mm 以下の範囲は非接合部を生じるが、ここでの超音波探傷試験の結果、有効爆着製品部は 850 mm×450mm であった。また有効部の中に 1 ケ所、爆着の際に吹き飛ばされるはずのスペーサーの一部を巻き込んだと思われる、直系約 15mm の範囲に非接合部が発見された。このクラッド板は非接合部を避けて、465mm×440mm の有効部を含む大きさに切断した後、350℃3 時間の熱処理を行って INFN-LNL に送った。図 7.1 に非接合部 (赤

色の部分) とその拡大図を示す。

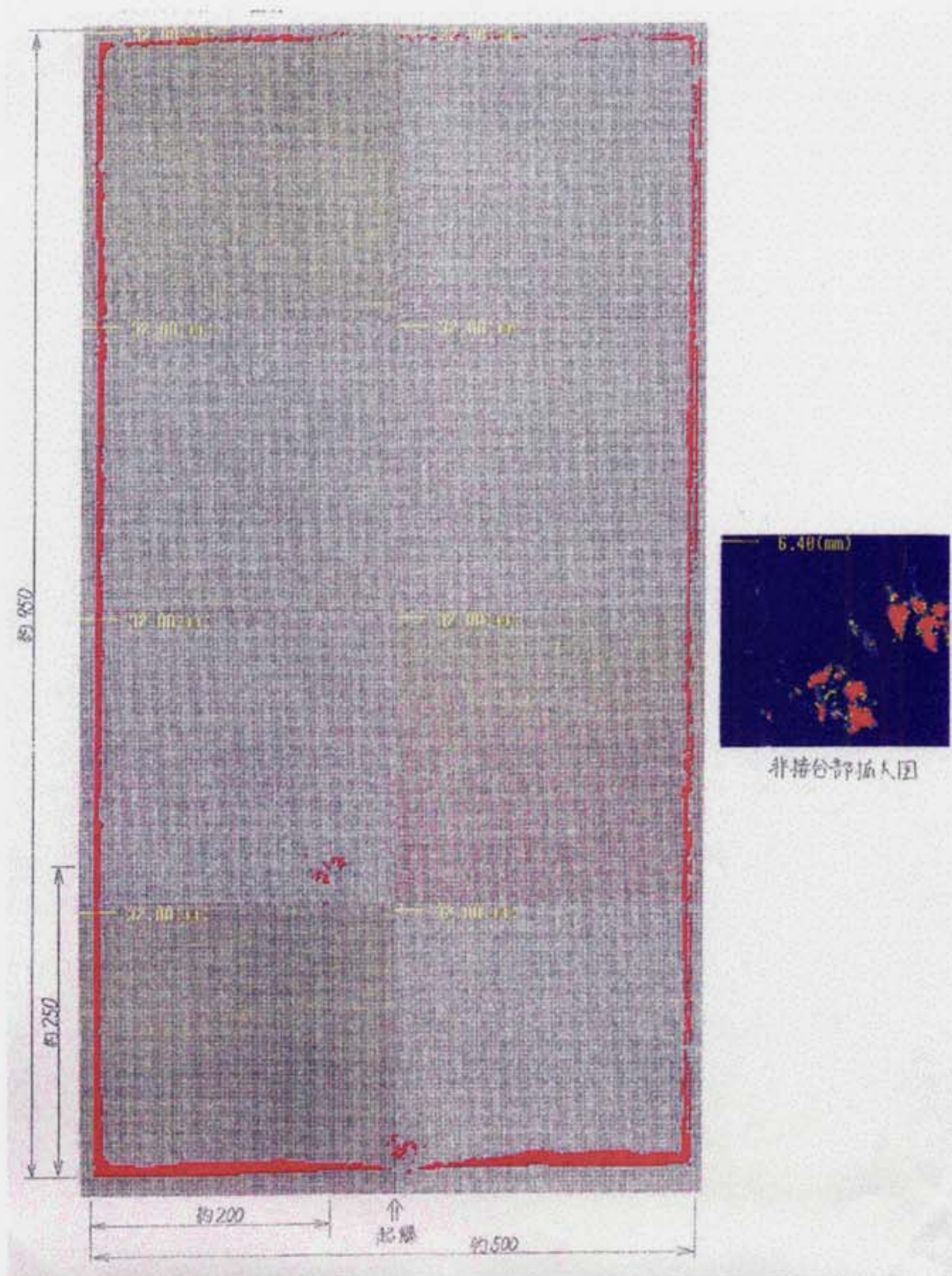


図 7.1 超音波探傷試験による非接合部とその拡大図 (赤色の部分)

成型加工実験の結果をふまえて、再度クラッド空洞を製作することになり、このための爆着クラッド板を製作して INFN-LNL に送った。このクラッド板はニオブの厚み比を大きくして、RRR=200 の 3mm 厚のニオブと 8mm の無酸素銅を接合した全厚 11mm のクラッド板を 3mm (0.82Nb+2.18Cu) に冷間ロール圧延した。3mm 厚×800mm 角のクラッド板を 3 枚作り、これを 300℃ 2 時間の真空熱処理を施した。このクラッド板より KENZO-7、-8、-9 及び-10 の各空洞を製作した。

7-3 スピニング法によるクラッド空洞の製作とその性能

スピニング法による空洞の製作については 6 章の 6-4 で述べたが、回転している分割方式の空洞型に被加工材（板または管）をローラーで押し当てて、空洞の形に成型する加工法である。この方法は一枚板からシームレス空洞が作れる利点があるが、その反面、ローラーによるしごきを伴うポイント加工であるため加工度が大きく、ニオブ表面にクラックが多く発生し、成型された空洞の肉厚分布が一様でない欠点を持つ。図 7.2 に INFN-LNL で行われているスピニング法による空洞製作の写真を示す。またスピニング法で用いられている分割方式の空洞型（米国特許 5,500,995）を図 7.3 に示す。

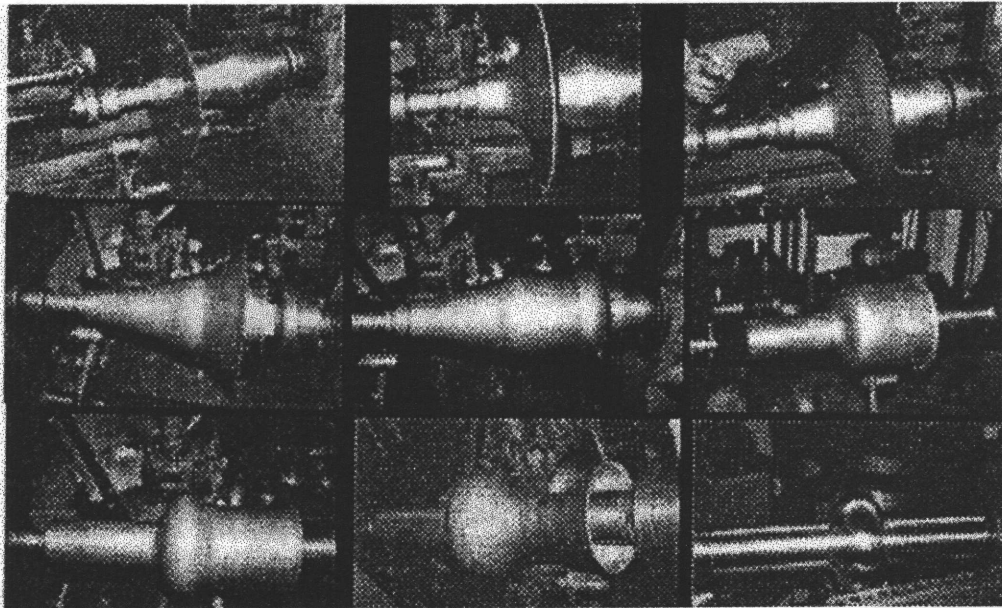


図 7.2 INFN-LNL のスピニング法による空洞の製作

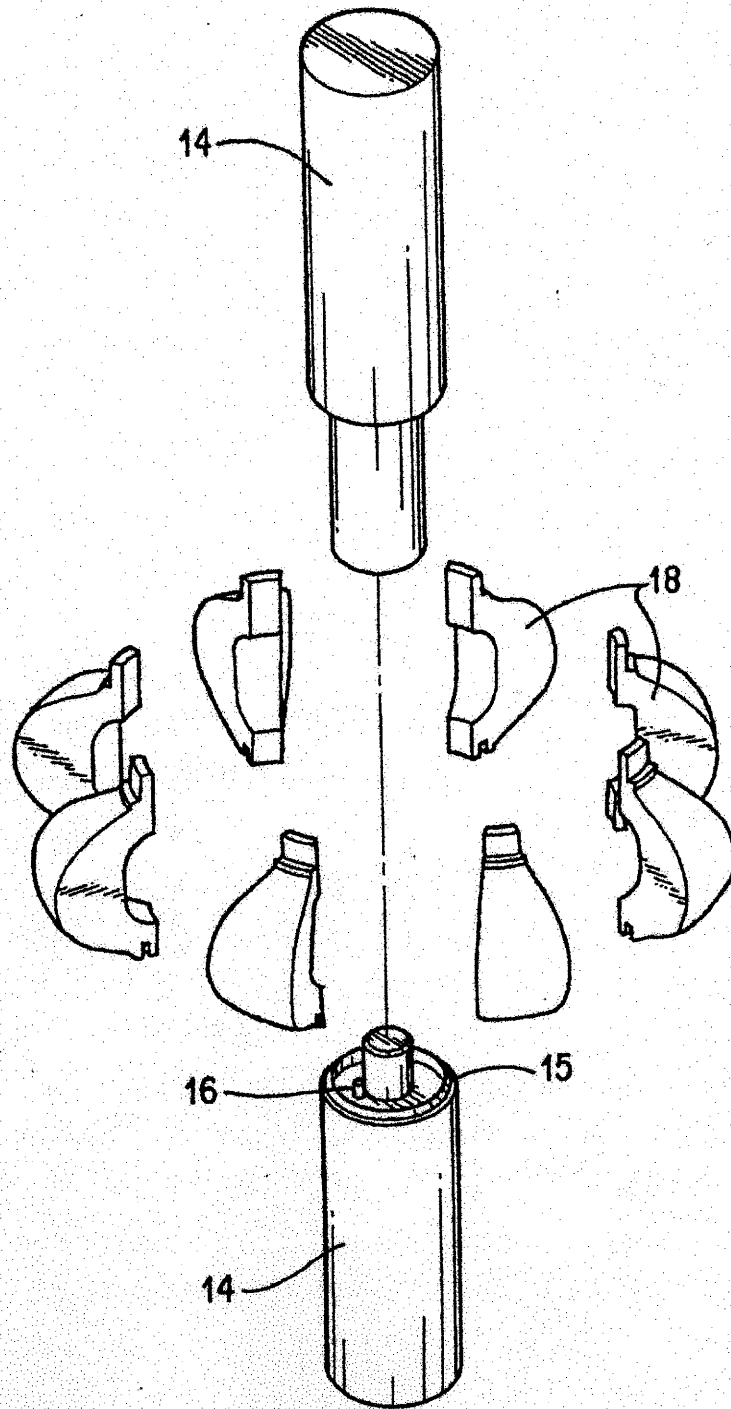


図 7.3 INFN-LNL のスピニング法で用いる分割方式の型

ニオブ・バルク材でもまたクラッド材でもスピニングの製作方法は基本的に変わらないが、クラッド材の場合はニオブ部分の厚みが薄いので、その分成型過程でのクラックの発生を抑える方策や、発生したクラックを成長させない配慮が一層大切である。INFN-LNL ではクラックの発生を考慮したスピニング法として、板を直接成型せずに板から管を作りそれを成型する方法を採用したり、ローラーの加圧力を強弱に変化させたハードスピニング又はソフトスピニングで加工したりしてスピニング条件を探究している。しかし今のところ一番有効な手段は、製作中に発生したクラックが成長しないように、小さくそして少ないうちに、グラインダーで機械的に除去しながら加工して行く方法である。この方法で製作した空洞の内面は、目視観察であるが滑らかに仕上がっている。

クラッド材に初めてスピニング法を摘要して製作した 3 台のクラッド空洞 (KENZO-1、-2、-3) はクラッド材の成型性を確かめたもので、INFN-LNL の一般的なスピニング法で製作した。これを表 7.1 に製作に関する情報をまとめる。

表 7.1 スピニング法による KENZO-1、-2、-3 空洞の製作情報

空洞名	KENZO-1	KENZO-2	KENZO-3
材料 爆着クラッド板 (原研から提供)	2mmNb+8mmCu→冷間ロール圧延→0.8mmNb+3.2mmCu (真空熱処理 300℃、2 時間)		
Nb の RRR	100		
スピニング工程	通常のスピンング (製作途中で研磨せず)		
備考	表面処理途中銅露出 で測定中断	測定完了	クラックで低性能 につき測定中断

KEK で測定した KENZO-1 空洞、KENZO-2 空洞及び KENZO-3 空洞のクラックが原因した低い性能結果を受けて、INFN-LNL ではクラックの防止対策として、製作途中でグラインダーによるクラックを除去する方法と、ローラーの加圧を強くするハードスピニングと弱くしたソフトスピニングで成型する方法を取り入れた空洞製作を行った。この製作情報を表 7.2 にまとめた。

表 7.2 スピニング法による KENZO-7、-8、-9、-10 空洞の製作情報

空洞名	KENZO-7	KENZO-8	KENZO-9	KENZO-10
材料 爆着クラッド板 (KEK)	3mmNb+8mmCu→冷間ロール圧延→0.82Nb+2.18Cu (真空熱処理 300℃、2時間)			
Nb の RRR	200			
スピニング工程	ハードスピニング (途中で研磨せず)	ハードスピニング (途中で研磨)	ソフトスピニング (プレフォーミング) + ハードスピニング (フルキャピテー) (途中で研磨)	通常のスピニング (途中で研磨せず)
備考	KEK で表面汚染 測定せず	測定完了	KEK で表面汚染 測定せず	未測定

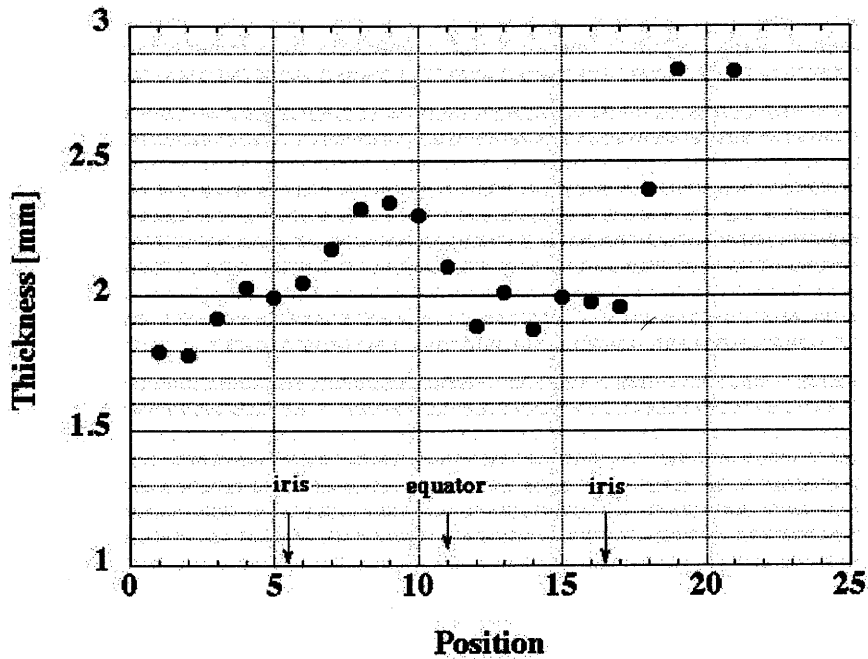


図 7.4 スピニング法で製作した空洞の肉厚分布 (KENZO-2)

スピニング法で製作したクラッド空洞の厚み分布の一例として、KEK で超音波厚み計で測定した KENZO-2 空洞の肉厚分布を図 7.4 に示す。この空洞は 4mm 厚のクラッド板を、材料の流れを伴いながらローラーでしごき、2.5mm の肉厚に仕上げる予定であったが均一に材料が流れていないために、セル部の

厚みは 1.9mm から 2.4mm の範囲でばらついている。従ってクラッド材のニオブと銅の板厚比から、セル部のニオブの最少厚みは 0.38mm であると推定され、以後の表面処理でのニオブ面の除去に関しては、この最少厚みをガイドラインにしなければならない。INFN-LNL ではクラックの発生や肉厚の不均一を抑える方策として、板材から管材に変えてスピニングすることも検討している。

KEK に於けるスピニング空洞の低温測定では KENZO-2 空洞の空洞性能と、空洞冷却速度やクエンチの影響による Q 値の低下とウオームアップによる Q 値の回復、及び外部磁場の性能への影響を調べた。また KENZO-8 空洞では、空洞の性能の他にクエンチによる Q 値の低下とウオームアップによる Q 値の改善を測定した。

7-3-1 KENZO-2 空洞の性能

先に述べたようにスピニング法は空洞内面にクラックが発生する。空洞の性能を向上させるためにはこれらのクラックを除去して表面欠陥のない滑らかで清浄なニオブ表面にする必要がある。

KENZO-1、-2、-3 空洞の中、比較的クラックの少ない KENZO-2 空洞を、KEK で表面処理を施して測定した結果、 2.5×10^{10} の Q 値と 25MV/m の加速電界を得た。表面処理の内容は、先ずクラックを除去するためにバレル研磨し、その後にバレル研磨の砥粒等の汚れを落とすために少量電解研磨を行った。その後に水素の脱ガスのために、750℃で 3 時間の真空熱処理をおこなった。更に表面のゴミを除去するための電解研磨 (50 μ m) と超純水による高圧水洗を行った。

スピニング法で製作した RRR100 のニオブを使ったクラッド空洞 (KENZO-2) と同じ RRR=100 の溶接構造の従来法で製作したニオブバルク空洞 (MK-0) を比較した Q_0 -Eacc カーブを図 7.5 に示した。この結果、クラッド空洞の性能はニオブバルク空洞のものより良い結果が示された。これはクラッド空洞では熱伝導度の高い銅がニオブに張り付いていることで、ニオブの表面欠陥で生じる発熱を効率良く外部に放出されるため、熱的クエンチが抑制されると考えられる。

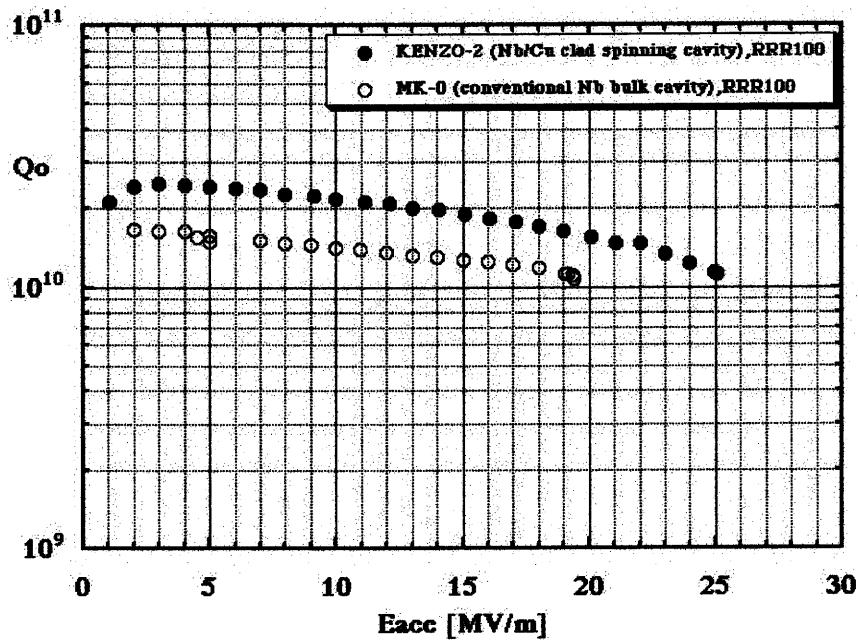


図 7.5 スピニング法による Nb/Cu 空洞と従来法による Nb 空洞の比較

7-3-2 空洞冷却速度やクエンチの影響による Q 値の低下

低温測定の際、クラッド空洞を急冷すると部分的に温度差を生じて異種金属間に熱起電力が発生して電流が流れる（熱電対効果）。この際の起電流が作る磁場が超伝導に推移した状態に捕捉される（フラックス・トラッピング）。この様子は、常伝導状態の円筒状領域の部分に磁束が貫き、その周囲は超伝導状態になっている。この拘束された磁束は空洞を流れる高周波電流に作用され、運動が与えられて表面抵抗を増加させる結果となる。

図 7.6 にクラッド空洞（KENZO-2）の急冷（Fast Cool-down）による Q 値の低下を示す。空洞を急冷（室温から 4.2K までを約 45 分程度で冷却）し、その後液体ヘリウムを減圧して 1.5K に冷却して測定した場合、非常に低い性能結果を示した（□）。次にこれを常伝導状態（10K 以上）にウォームアップして数分（5～10 分程度）保持した後、温度むらを作らないようにゆっくりと再び 4.2K まで冷却して、更に液体ヘリウムを減圧して 1.5K に冷却して測定した結果を図中の●で示す。Q 値が向上するとともに加速電界も高電界に伸びた。これはウォームアップをして超伝導状態を破り常伝導状態にして熱起電流

を消滅することで、フラックス・トラッピングの影響をなくし、表面抵抗を減らした結果である。

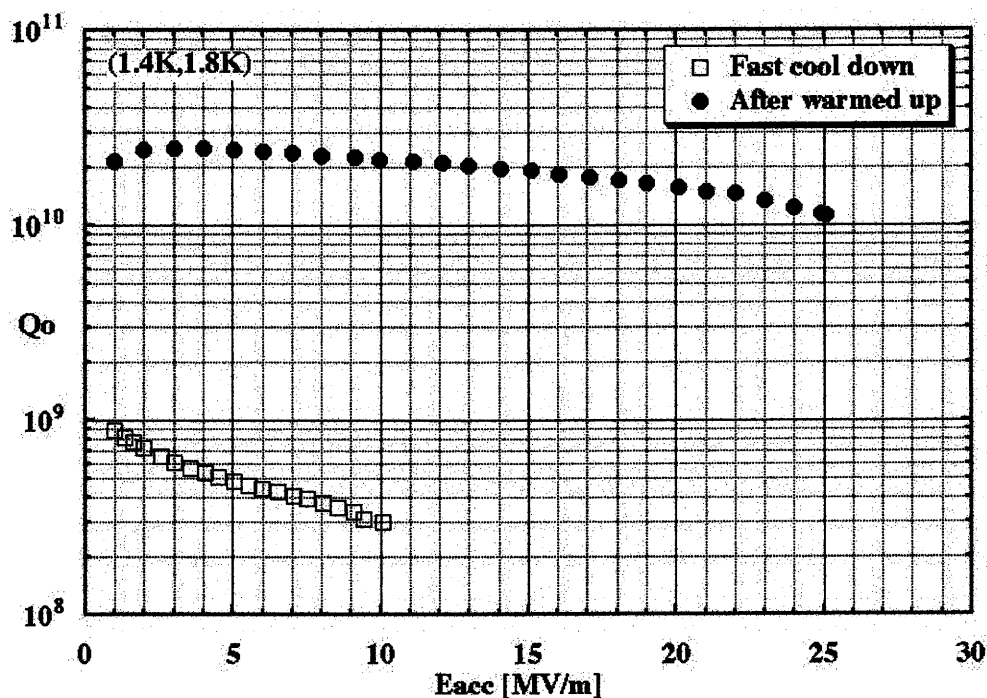


図 7.6 急冷による Nb/Cu 空洞の Q 値の低下
とウォームアップによる Q 値の改善

急冷による温度差がフラックス・トラッピングを生じ、Q 値低下の原因ならば、空洞の温度むらを作らないように、最初からゆっくり冷やせば Q 値の低下も少ないことになる。このことを確認した測定結果を図 7.7 に示す。この測定では、室温から 4.2K まで急冷の場合の約 1.5~2 倍の時間をかけてゆっくり冷却 (Slow Cool-down) した。その後、液体ヘリウムを減圧して 1.6K まで冷やした。この結果、図 7.6 で示した急冷の場合の測定結果 (□) を遥かに上回る性能が得られた (○)。次にこの状態からウォームアップして一旦常伝導状態にし、再びゆっくり冷却して 1.6K で測定した結果が図 7.7 の●印で示したもので、ゆっくりした冷却の場合よりもさらに性能が向上している。ここでのゆっくりした冷却でも未だ空洞の温度むらがあることを意味している。ニオブ・バルク空洞ではこうした急冷による性能劣化は見られないが、クラッド空

洞では冷却の方法で Q 値に影響を与える。このことはクラッド空洞の問題点であり、以前から批判されている欠点を確認された。なを図 7.7 で見られる高電界での Q 値の落ちは冷やし方による影響ではなく、図 7.6 のものとは空洞の表面処理が異なる理由で表れたものである。

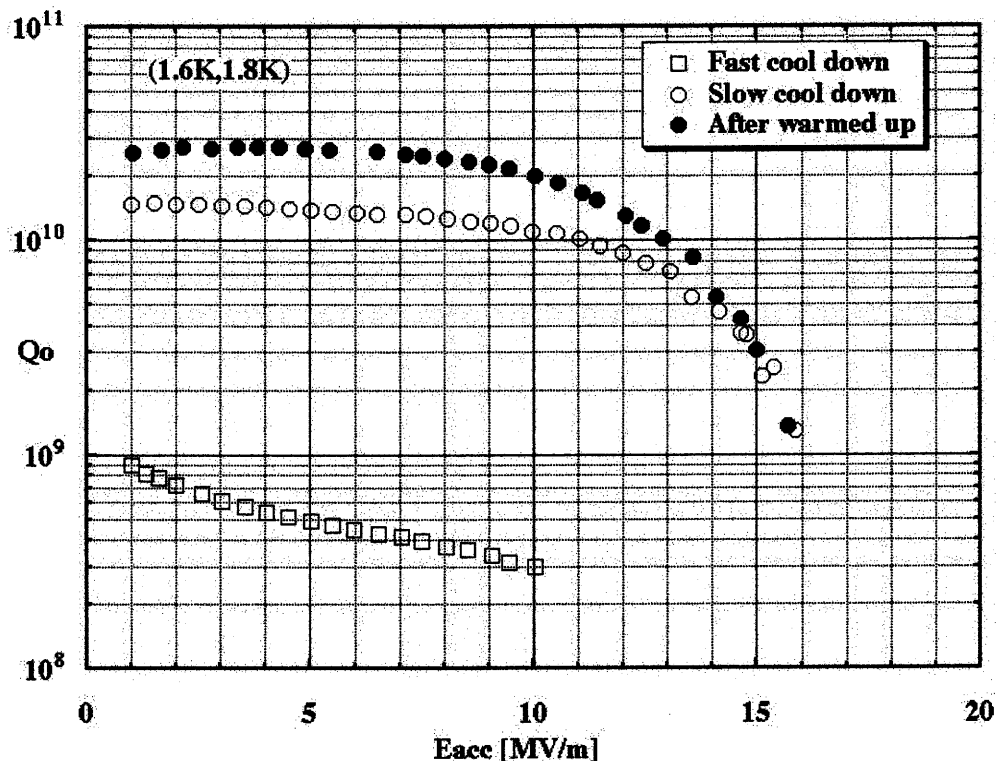


図 7.7 比較的ゆっくり冷却した場合の Nb/Cu 空洞の Q 値
とウォームアップ後の Q 値

フラックス・トラッピングは、クエンチによる発熱がもとで温度むらを作ることから、冷却の時の温度むらの場合と同様な現象として、クエンチの場合にも起きる。クエンチした後に Q 値が著しく低下した Nb/Cu 空洞 (KENZO-2) の測定結果を図 7.8 に示す。この最初の測定では 16MV/m の加速電界でマルチパクタリングが起こり (○)、衝突電子による空洞壁の温度上昇に伴う温度むらを生じた結果フラックス・トラッピングの現象による表面抵抗の増加で Q 値が劣化した (●)。●はプロセスアウトした後の測定結果である。この状態からウォームアップして再冷却の後に測定した結果、Q 値は最初のレベルまで回

復した (□)。そしてプロセスアウトのメモリー効果によりマルチパクタリングは起こらず、Q 値が低下することなく、高電界に達し得た。これらのことはフラックス・トラッピングが原因で Q 値の劣化が起きることを意味している。しかし根本的な解決策ではないが、空洞をウォームアップして再冷却する方法でフラックス・トラッピングによる Q 値の劣化の問題を回避できる。

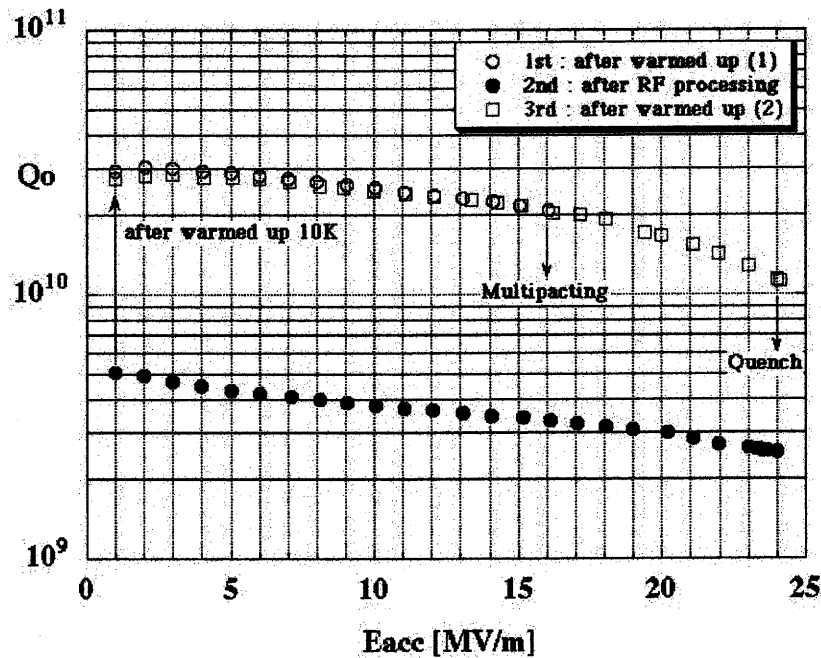


図 7.8 Nb/Cu 空洞のクエンチ後の Q 値の低下
とウォームアップによる Q 値の回復

図 7.9 はクエンチ回数と表面抵抗の増加の関係を測定した結果である。最初の 1 回目のクエンチで $12.5\text{n}\Omega$ の表面抵抗が増加する。しかしクエンチ回数が増すとともに、1 回当たりの表面抵抗の増加量は減少していく。この測定段階では未だ収束途中で、収束値は未定である。

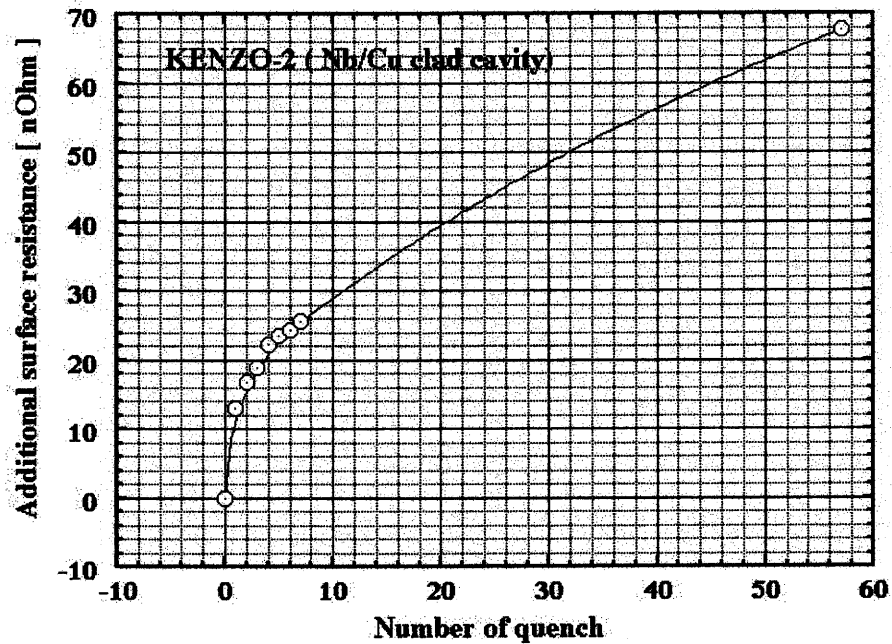


図 7.9 クエンチ回数と表面抵抗の増加

7-3-3 外部磁場の影響

クラッド空洞ではフラックス・トラッピングの問題がある。そこでこの影響を定量的に評価するために、スピニング Nb/Cu 空洞 (KENZO-2) に対する外部磁場の大きさと表面抵抗の関係を調べた。空洞にソレノイドコイルを巻き付けて、空洞のビーム軸に平行に磁場をかけた。コイルは直径 $\phi 2\text{mm}$ のエナメル銅線を螺旋状に 25mm のピッチ間隔で 28 ターン巻いたもので、コイル径 $\phi 260\text{mm}$ 、全長 700mm である。コイル電流と発生する磁場の強さは 1mA 当たり 0.35mGauss である。図 7.10 のように空洞をコイルを覆った状態で、磁気シールドが施されているクライオスタットに挿入して、磁場をかけた状態で冷却して Q_0 -Eacc カーブ及び R_s - $1/T$ カーブを測定した。磁場の強さを変更する時は空洞の温度を 10K 以上にウォームアップして超伝導を破り、常伝導状態の下で行った。ウォームアップすることで以前に捕捉された磁場の影響が取り除かれ、新たに設定された磁場の強さが空洞に与えられる。そして、超伝

導状態でコイル電流を切っても空洞の性能が変わらないことから、超伝導状態に転位した際に捕捉された磁場の強さで空洞の性能が決定されることを確認した。具体的には、4.2K に於いて 175mGauss (500mA) の磁場が励起状態の時、測定した表面抵抗は 645n Ω であった。この状態でコイルの電源を切った時の表面抵抗が 636n Ω で、再びコイルに通電して磁場を励起した時の表面抵抗は 544n Ω で変化なかった。

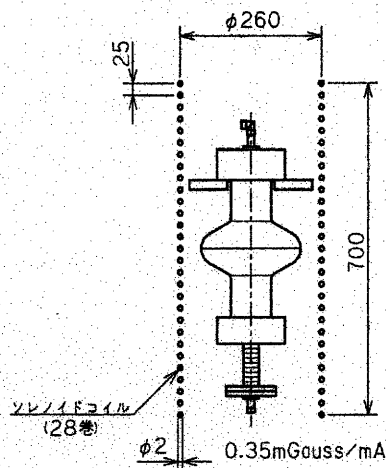


図 7.10 外部磁場の印加

図 7.11 に外部磁場による Q_0 -Eacc カーブの変化を示す。測定に使用した磁場の強さは 0mGauss (●)、35mGauss (○)、70mGauss (□)、105mGauss (△) 及び 210mGauss (◇) の 5 段階である。磁場の強さが増すとともに Q 値は低下する。磁場の強さとともにフラックス・トラッピングが増加することが判る。図 7.12 に磁場強さによる R_s -1/T カーブの変化の様子を示す。このカーブのフィティングから求めた KENZO-2 空洞 (RRR=100) の磁場の強さと残留抵抗の関係を図 7.13 に示す (●)。このグラフの中には小野氏等によるニオブ・バルクの K14 空洞 (RRR=300) の測定結果[7-1]も示した (○)。KENZO-2 空洞の測定では 0.56n Ω /mGauss の結果であり、小野氏測定の Nb 空洞の測定値の 0.43n Ω /mGauss より 30%程大きい結果となった。また図 7.14 に示すように、残留抵抗以外の (5.22) 式で示した BCS パラメータの A や Δ に対しては外部磁場の影響はほとんど受けない。このことは Nb 空洞も同様である。

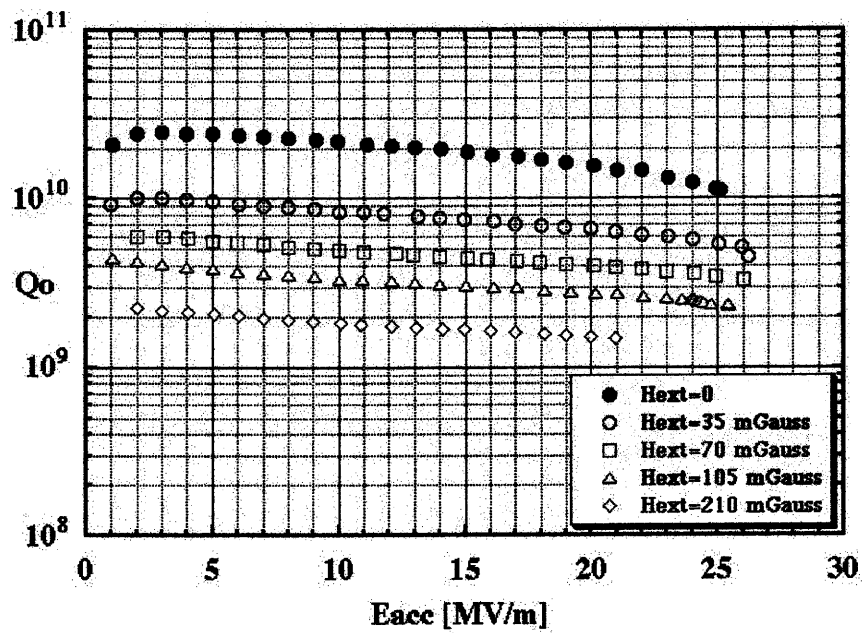


図 7.11 スピニング Nb/Cu 空洞の磁場による Q_0 -Eacc カーブの変化

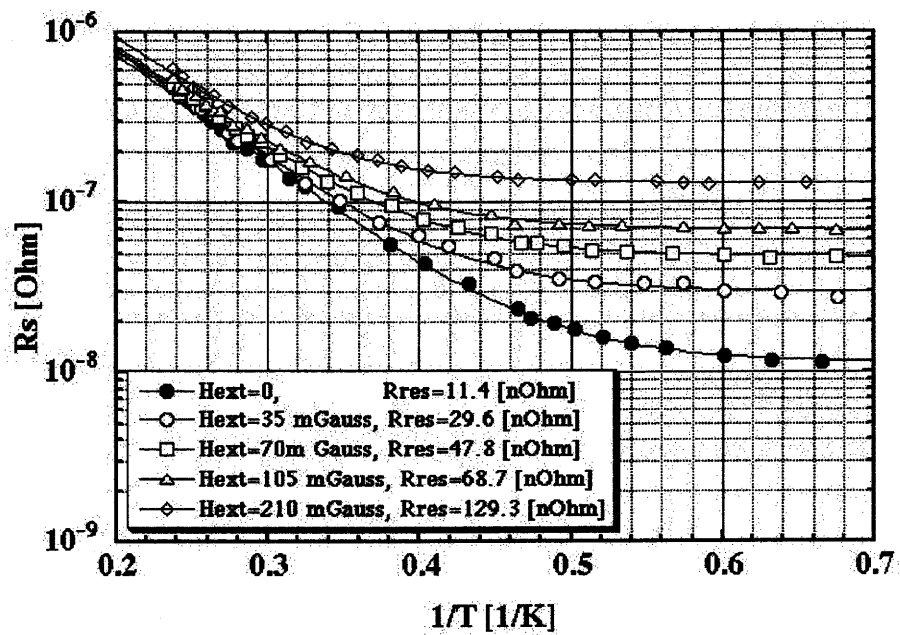


図 7.12 スピニング Nb/Cu 空洞の磁場による R_s - $1/T$ カーブの変化

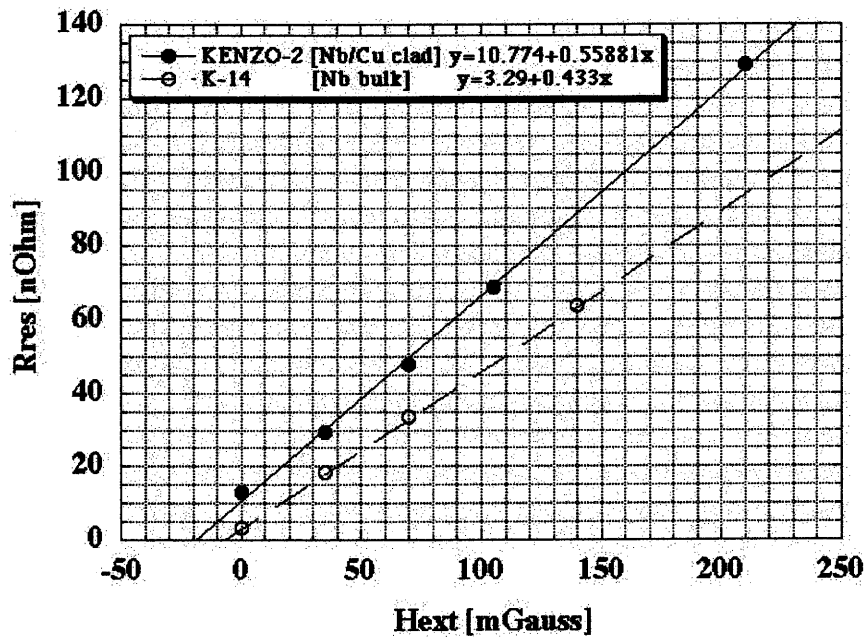


図 7.13 Nb/Cu 及び Nb 空洞の磁場の強さと残留抵抗の関係

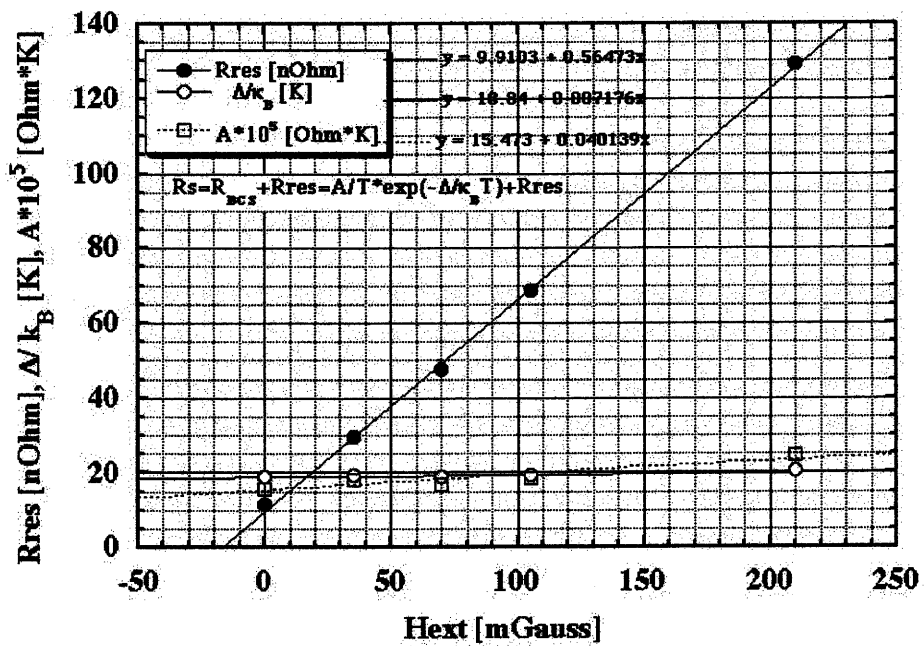


図 7.14 Nb/Cu 空洞の磁場による残留抵抗 (Rres)、A、 Δ の変化

表面抵抗 (R_{mag}) の外部磁場 (H_{ext}) 依存性は上部臨界磁界 (H_{c2}) との関係式として (7.1) で与えられている。

$$R_{mag} = \frac{R_s(300K)}{\sqrt{RRR}} \times \frac{H_{ext}}{H_{c2}} \quad (7.1)$$

ここで、 $R_s(300K)$ は磁場を受けない時の常伝導の表面抵抗で、(2.34) 式で与えられている。RRR を 100 とすると (7.1) 式から、KENZO-2 空洞のニオブの上部臨界磁界は $H_{c2} = 4518 \text{ Gauss}$ と求められる。

RRR と H_{c2} の関係は斉藤氏等により 1.5K で測定したニオブサンプル材の測定結果が図 7.15 のように示されている[7-2]。

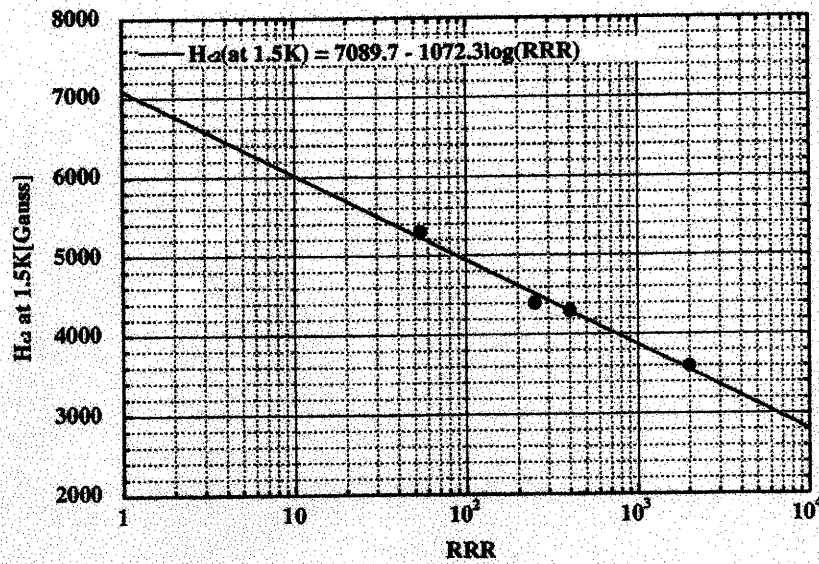


図 7.15 1.5K に於けるニオブ材の RRR と H_{c2} の関係

図 7.15 で与えられた H_{c2} と RRR の関係式 (7.2) と (7.1) 式から与えられる単位外部磁場で増加する表面抵抗 (R_0) の関係式 (7.3) から図 7.16 を得る。

$$H_{c2} = 7089.7 - 1072.3 \times \log(RRR) \quad (7.2)$$

$$R_0 = \frac{R_s(300K)}{\sqrt{RRR}} \times \frac{1}{H_{c2}} \quad (7.3)$$

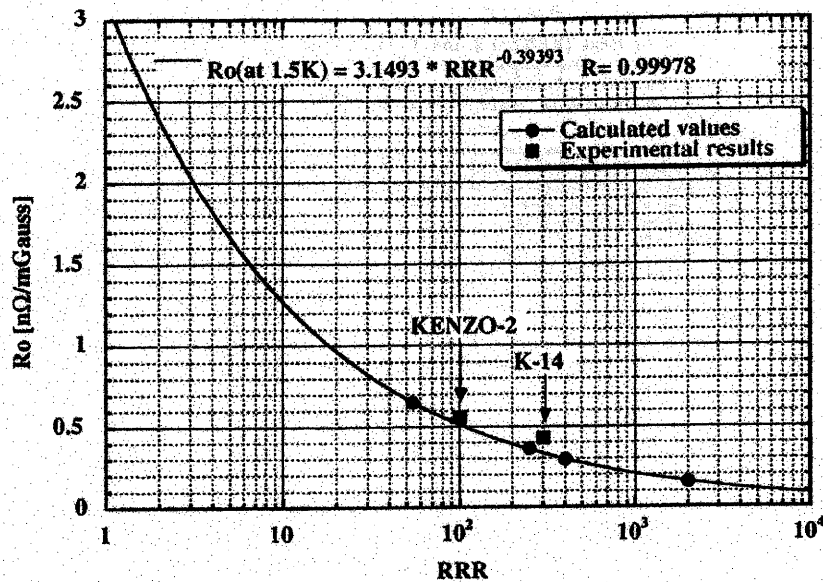


図 7.16 Ro と RRR の関係

(7.3) 式から判るように、フラックス・トラッピングによる表面抵抗の増加を抑えるためには RRR 値の大きい高純度のニオブ材を使用するか、あるいは H_{C2} の大きい材料を使用すれば良いが、図 7.15 や図 7.16 が示すように、これらは相反する関係にある。即ち RRR が大きい材料は H_{C2} が小さい。しかしながら、高純度化に伴う H_{C2} の低下は表面抵抗の RRR 依存性よりも弱く、RRR を大きくした方が R_o が少なくなり、フラックス・トラッピングによる表面抵抗の増加を抑えられる。このことから KENZO-2 空洞の場合、RRR~500 程度のニオブが使われていれば、外部磁場による影響は半減されたものと推察される。

図 7.16 に KENZO-2 空洞と K-14 空洞の測定値をプロットしたが、計算値の曲線とほぼ一致し矛盾がないと云える。

7-3-4 KENZO-8 空洞の性能

KENZO-2 空洞の測定から次ぎのことが判った。スピニング法ではクラックが多く発生するので、クラックを除去するための研磨代が必要である。また、RRR の低いニオブ材ではフラックス・トラッピングによる表面抵抗の増加が大きく性能の向上が期待できない。そこでニオブの RRR 値を 100 から 200 にグ

レードアップし、クラッド材の板厚配分を Nb0.8mm+Cu3.2mm から Nb0.82mm+Cu2.18mm に変えて、INFN-LNL で製作した KENZO-8 空洞を KEK で測定して評価した。

KENZO-8 空洞は表 7.2 で示したように、4 台製作した中の 1 台である。INFN-LNL では発生したクラックが加工の進行とともに成長しないように、製作途中で空洞内を機械研磨する方法を試みた。KENZO-8 空洞の製作ではスチール・ローラーを強い加圧量で押し付けて成型するハードスピニングを用い、半分加工した時点と加工完了時にニオブ表面を機械研磨している。従って、目視で観察した限りではクラックは確認されなかった。

INFN-LNL でスピニング加工が完了した KENZO-8 空洞に KEK でステンレスのフランジを電子ビーム溶接機で銅ロー付けして空洞を完成させて、表 7.3 に示すような表面処理を施して性能測定を行った。

表 7.3 スピニング法による KENZO-8 空洞の表面処理と性能測定結果

	Treatment	Q _{0,max.}	Eacc,max. [MV/m]	Rres [nΩ]	Note
1st	EP(30 μm), HPR Bake(98°C×2.5days)	7.7×10 ⁸	9.0	732	after warmed up (no X-ray)
2nd	Anneal(750°C×3hr) EP(30 μm), HPR Bake(98°C×2days)	2.3×10 ¹⁰	13.3	16.1	Slow cooled (X-ray at 6MV/m)
3rd	EP(30 μm), HPR Bake(91°C×2.5days)	3.1×10 ¹⁰ 5.9×10 ⁹	18.0 27.6	9.4	after warmed up after RF processing (X-ray at processing)
4th		2.4×10 ¹⁰	29.5	12.2	after warmed up (X-ray at 29.5MV/m)
5th	EP(30 μm), HPR	3.5×10 ¹⁰ 5.5×10 ⁹	16.0 30.0	7.8	Slow cooled after RF processing (X-ray at processing)
6th		4.2×10 ¹⁰ 2.0×10 ¹⁰	30.4 29.3	7.5	after warmed up after quench (no X-ray)

EP : Electropolishing. HPR : High pressure water rinsing

測定結果が示すように、アニールを実施することで水素の脱ガスによりニオブが改善されて空洞の性能が一気に向上した。そして、電解研磨を加えるごとに性能が向上し、最終的には 1.5K で Q₀=4.2×10¹⁰、Eacc=30.4MV/m に達

した。この性能はクラッドシームレス空洞の有望性を示し、TESLA の性能仕様を十分満たしている。この性能を得るまでに INFN-LNL の製作工程で $400\ \mu\text{m}$ の機械研磨、そして KEK での表面処理で $120\ \mu\text{m}$ の電解研磨により、合計 $520\ \mu\text{m}$ のニオブ表面を除去した。最終の低温測定後の超音波厚み計による空洞の厚みは、減肉の大きいアイリス部でニオブが約 0.2mm になっていることが予想され、これ以上の表面処理を施すにはニオブの厚みが薄過ぎるので低温測定を終了した。

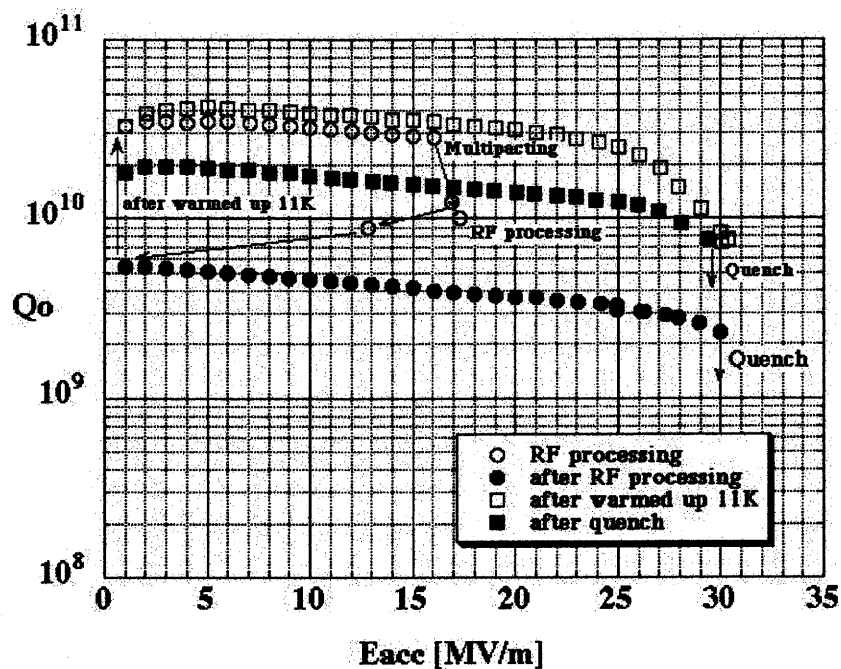


図 7.17 スピニング法による Nb/Cu 空洞 (KENZO-8) の Q_0 - E_{acc} カーブ

図 7.17 に第 5 回測定と第 6 回測定の Q_0 - E_{acc} カーブを示す。第 5 回の最初の測定で KENZO-2 空洞の場合と同様に、加速電界が 16MV/m でマルチパクタリングが起きた (○)。そして Q 値の低下の大きさもほぼ同程度で (●)、RRR の差による Q 値の落ちの差は現れなかった。ただし、得られた加速電界に 5MV/m 程度の差があった。その後ウォームアップした第 6 回の測定では Q 値はもとのレベルまで回復し、最大 Q 値 4.2×10^{10} 、最大加速電界 30.4MV/m が得られた (□)。そして、クエンチ後の測定では Q 値が下がったが、プロセ

ス・アウトのメモリー効果が未だ残っていて、加速電界は 30MV/m 付近に達している (■)。また残留抵抗は図 7.18 に示した第 6 回のウォームアップ後の測定の R_s-1/T のカーブのフィティングカーブから求めて $7.5\text{n}\Omega$ である。ウォームアップによって RF プロセッシングによるフラックス・トラッピングが取り除かれて残留抵抗が減少した。

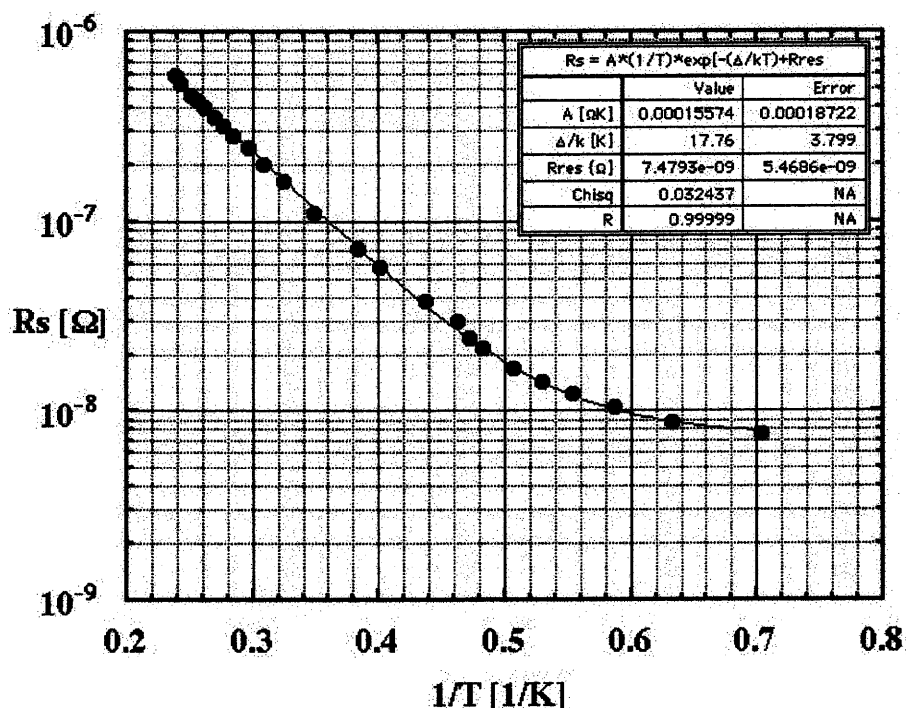


図 7.18 スピニング法による Nb/Cu 空洞 (KENZO-8) の R_s-1/T カーブ

加速電界 16MV/m でマルチパクタリングが起こり Q 値が下がったが、この大きさは KENZO-2 空洞のものとほぼ同程度であった。KENZO-8 空洞は KENZO-2 空洞に比べて RRR が大きいので、図 7.16 から Q 値の劣化は低減されると思われたが、そうではなかった。このことから、フラックス・トラッピングの問題はニオブ材の RRR 値だけで解決されるものではないことのようにある。

スピニング加工に於いてクラックの発生を抑える努力がなされた結果、KENZO-8 空洞の性能は向上し、KENZO-2 空洞の性能を上回った。

KENZO-8 空洞を同じスピニング法により INFN-LNL で製作し、KEK で表面処理して測定したニオブ・バルク空洞（KENZO-4 空洞、KENZO-5 空洞、KENZO-6 空洞）と比較した。図 7.19 にこれらの Q_0 - E_{acc} カーブを示す。

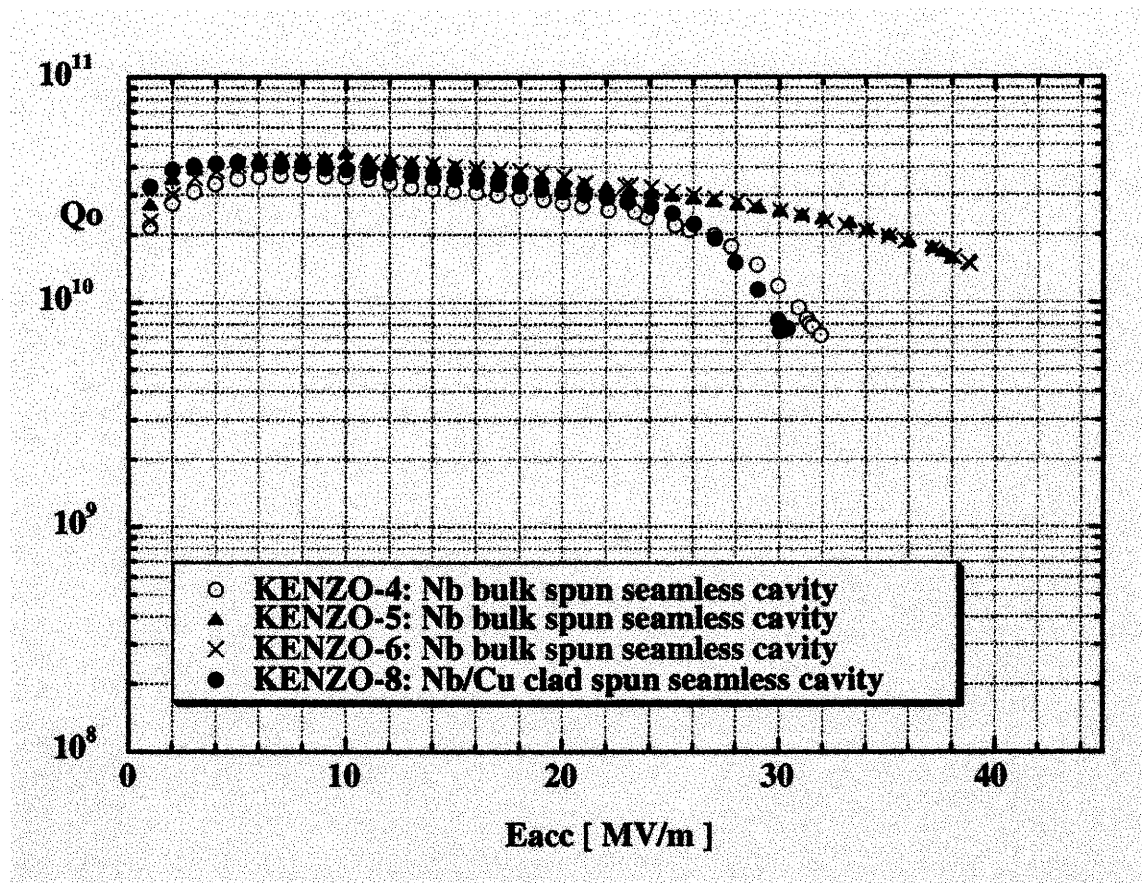


図 7.19 スピニング Nb/Cu 空洞とスピニング Nb 空洞の比較

これらの空洞の表面処理内容と最大加速電界及び最大 Q 値を表 7.4 にまとめた。KENZO-5 空洞と KENZO-6 空洞は最終的にバレル研磨、真空熱処理及び電解研磨で 38MV/m の高電界に達した。また KENZO-4 空洞は多量の電解研磨を施したにも拘わらず 20MV/m 前後の加速電界しか得られなかった。しかしその後のバレル研磨、真空熱処理、電解研磨で 30MV/m の加速電界まで向上した。スピニング法による空洞はクラックが多く存在するために、バレル研磨のような機械研磨が有効であることが判る。KENZO-5 空洞や KENZO-6 空洞に比べ、KENZO-8 空洞は性能が少し劣るが、これは電解研磨のみの表面処理を摘要して、バレル研磨を施していないので、未だ幾らかクラックが存在し、その影響が残っていると思われる。

表 7.4 スピニング法による KENZO-4、-5、-6、-8 空洞の性能結果一覧

空洞	KENZO-4	KENZO-5	KENZO-6	KENZO-8
材料	Nb (RRR=250)	Nb (RRR=250)	Nb (RRR=250)	Nb/Cu (RRR=200)
第 1 回 表面処理	EP100 μ m, HPR Bake	EP200 μ m, HPR Bake	EP150 μ m, HPR Bake	EP30 μ m, HPR Bake
最大加速電界 [MV/m]	20.7	28.0	20.0	7.0
最大 Q 値	4.33×10^{10}	2.93×10^{10}	2.14×10^{10}	7.67×10^8
第 2 回 表面処理	EP100 μ m, HPR Bake	EP100 μ m, HPR Bake	BP84hr, CP4min Anneal750°C, 3hr EP50 μ m, HPR Bake	Anneal750°C, 3hr EP30 μ m, HPR, Bake
最大加速電界 [MV/m]	18.0	28.0	38.8	13.3
最大 Q 値	4.00×10^{10}	3.35×10^{10}	5.06×10^{10}	2.26×10^{10}
第 3 回 表面処理	EP50 μ m, HPR Bake	BP84hr, CP4min Anneal750°C, 3hr EP30 μ m, HPR Bake		EP30 μ m, HPR Bake
最大加速電界 [MV/m]	23.2	38.2		27.6
最大 Q 値	4.57×10^{10}	5.21×10^{10}		3.12×10^{10}
第 4 回 表面処理	EP50 μ m, HPR Bake			EP30 μ m, HPR Bake
最大加速電界 [MV/m]	7.22			30.4
最大 Q 値	3.10×10^{10}			4.18×10^{10}
第 5 回 表面処理	BP132hr, CP4.5min Anneal750°C, 3hr EP30 μ m, HPR Bake			
最大加速電界 [MV/m]	31.5			
最大 Q 値	4.74×10^{10}			

BP : Barrel Polishing. EP : Electropolishing. CP : Chemical Polishing.
HPR : High Pressure Water Rinsing.

7-4 ハイドロフォーム法によるクラッド空洞の製作とその性能

DESY では電子ビーム溶接が省けるシームレス空洞の製作法として、ハイドロフォーム法でニオブ・バルク空洞の製作に成功している。この技術はそのままクラッド材にも適用できることから、KEK と DESY 及び Jefferson Lab の国際共同研究の下で、DESY でハイドロフォーム法[7-3]によって製作したクラッド・シームレス空洞(1NC2, 1NC4, 1NC5)を、KEK の電解研摩と Jefferson

Lab の化学研摩でそれぞれ表面処理を施して測定し、性能を評価した。KEK で測定した空洞は 1NC4 空洞と 1NC5 空洞である。また Jefferson Lab で測定した空洞は 1NC2 空洞である。ハイドロフォーム法はスピニング法よりクラックの発生が少ないと思われるシームレス空洞の加工法で、マルチ・セル空洞の製作にも対応できることから、筆者等が着目した方法である。図 7.20 に DESY のハイドロフォーム法の装置を示す。空洞型の中にセットしたシームレス管の中に水圧（約 100 気圧）を負荷しながら管をシリンダーで押し込んで、管の膨らみを空洞型に馴染ませる方法である。

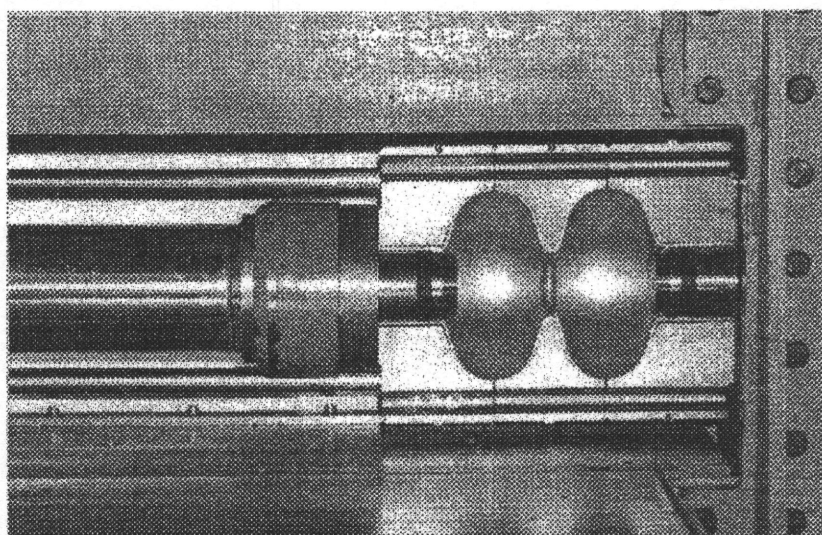


図 7.20 DESY のハイドロフォーム法の装置

ハイドロフォーム法で用いられるクラッド・シームレス管は DESY で作られたもので、内径 130mm×肉厚 4mm のニオブのシームレス管 (RRR=250) と内径 140mm×肉厚 12mm の無酸素銅管を爆発圧接法（爆着）で接合した厚肉のクラッド管を、フローフォーミングの技術を用いて内径 130mm×肉厚 4mm(1mm の Nb+3mm の Cu)に伸管したものである。伸管前のクラッド素管を図 7.21 に示す。表面処理を十分行えるようにニオブの厚みを 1mm にした。将来的にはビームパイプにカップラー等を接続するためのポートを溶接する必要であり、このことを考慮して空洞のセル部のみがクラッド材で、ビームパイプの部分はニオブ材である。ハイドロフォーム法で製作したセル部を図 7.22 に示す。

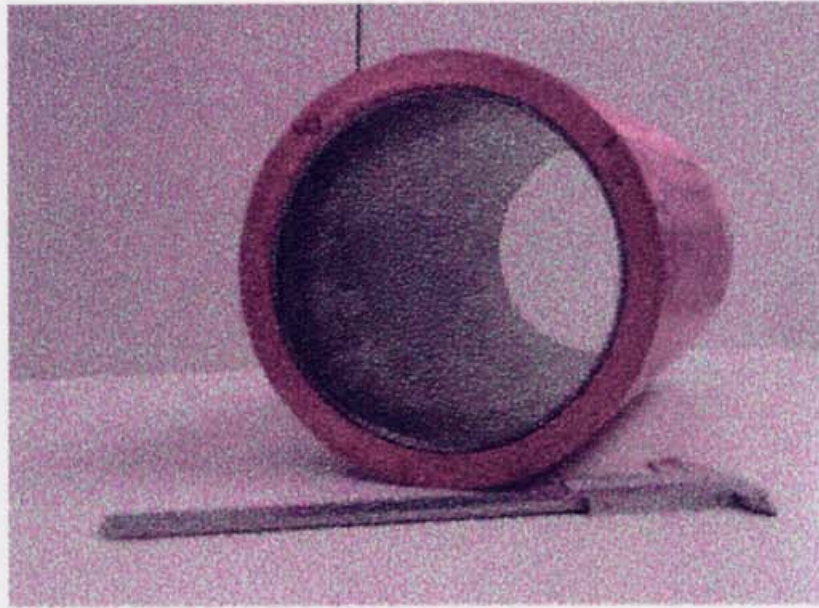


図 7.21 DESY が製作した爆着素管



図 7.22 DESY で hidroフォーム法で成型されたクラッド・シームレス空洞

DESY のセルとビームパイプの電子ビーム溶接は、図 7.23 (a) のようにセルのアイリス近傍のニオブを剥ぎ出して、剥ぎ出したニオブ厚 0.7mm に近い 1mm 深さに座ぐりしたビームパイプをセルの剥ぎ出した部分に差し込み、ビームパイプの外側から電子ビーム溶接している。この方法はクラッド材の銅に接近しているために、銅を巻き込みリークの原因になりやすい。事実この方法で溶接した 1NC4 空洞では KEK での表面処理の途中でピンホールを生じた。

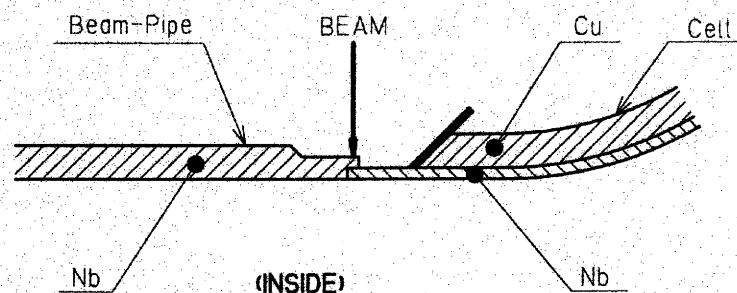


図 7.23 (a) DESY に於けるセルとビームパイプの電子ビーム溶接

KEK ではこの溶接方法を図 7.23 (b) のように改善して、空洞の内部から溶接ができるように約 25mm 長さの短管を先ずセルに溶接した。銅に接近している部分の溶接をセルの内側から行うことで銅の影響は全くなくなる。短管を継ぎたしたことで銅から十分離れた位置でビームパイプの溶接が行えるから、後は管の外側から電子ビーム溶接を安心して行える。この方法で KEK で 1NC5 空洞の電子ビーム溶接を行って溶接欠陥は全く見られない。

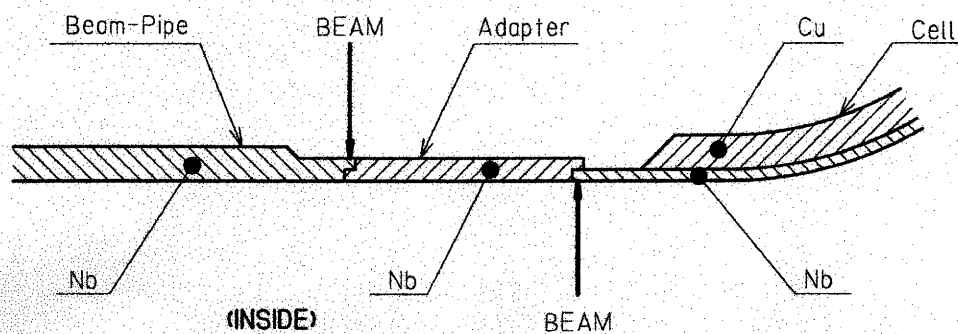


図 7.23 (b) KEK で改善したセルとビームパイプの電子ビーム溶接

図 7.24 に DESY で完成した 1NC4 空洞の写真を示す。



図 7.24 DESY で成型した 1NC4 空洞

空洞の肉厚分布はハイドロフォーム特有なもので、赤道部で減肉が大きい。典型的な例として、KEK で測定した 1NC4 空洞の肉厚を図 7.25 に示した。最も薄くなった赤道部の肉厚は 3.2mm であり、クラッド材の板厚比から推定してニオブの厚さは 0.8mm で、表面処理のための仕上げ代は確保されていると思う。

クラックの発生が少ないと思われていたハイドロフォーム法でも、最近の DESY で製作されたクラッド空洞からクラックが確認された。DESY から送られてきた 4 台のクラッド空洞（1NC6 空洞、1NC7 空洞、1NC8 空洞、1NC9 空洞）を、ビームパイプを溶接する前にマイクروسコープで検査した。クラックはアイリス付近に集中して存在し、中には銅基板まで貫通したクラックも発見された。典型的なクラックの写真を図 7.26 に示す。またクラック以外の表面欠陥として 1NC6 空洞で観察された内面の表面欠陥の様子を図 7.27 に示す。この欠陥もアイリス付近に存在していて、絞り加工の際に生じた成型の型による傷か、あるいは材料の流れ（しわ）によるものと思われる。比較のために深絞り成型したニオブ・バルクのハーフセルのアイリス付近の観察写真を図 7.28 に示した。クラックは見えないが成型時に材料が引き伸ばされる際に発生する

粒界滑りと思われる面粗度の粗さが観察される。

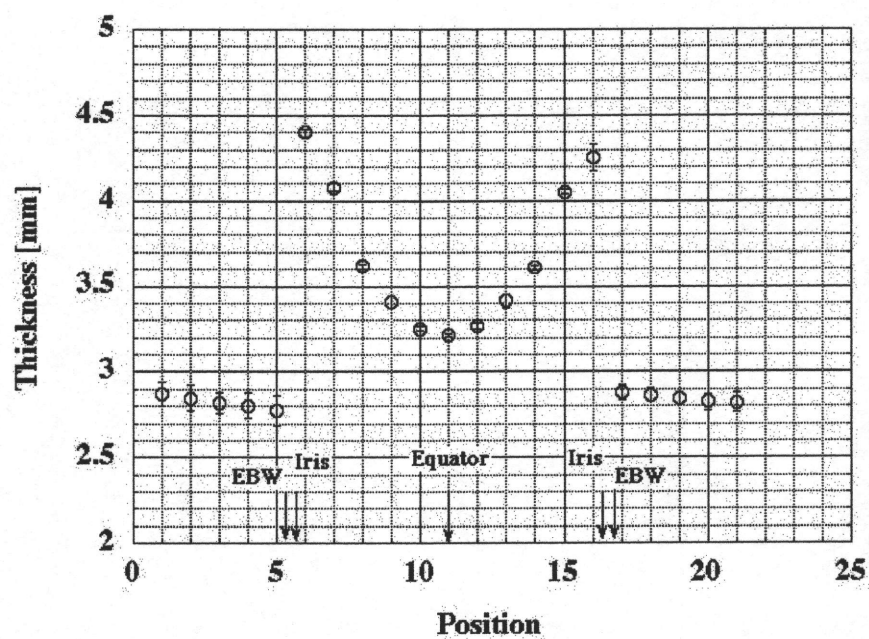


図 7.25 ハイドロフォーム法で製作した Nb/Cu 空洞 (1NC4) の肉厚分布

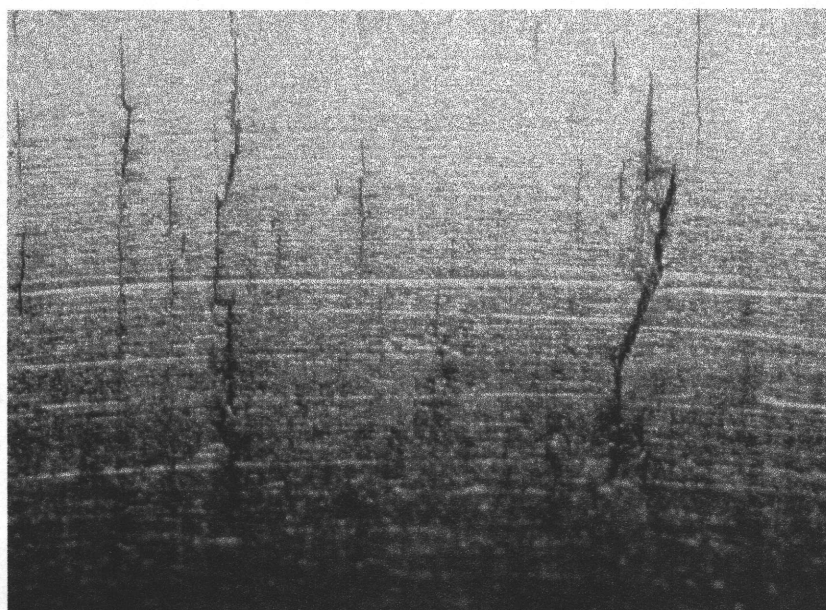


図 7.26 ハイドロフォーム空洞のアイリス付近の銅基板まで貫通したクラック

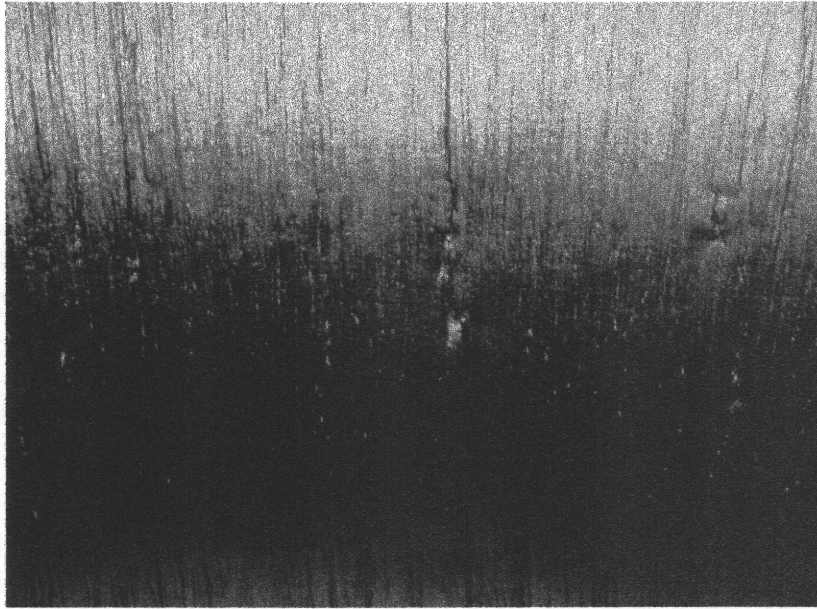


図 7.27 ハイドロフォーム空洞のアイリス付近の表面欠陥

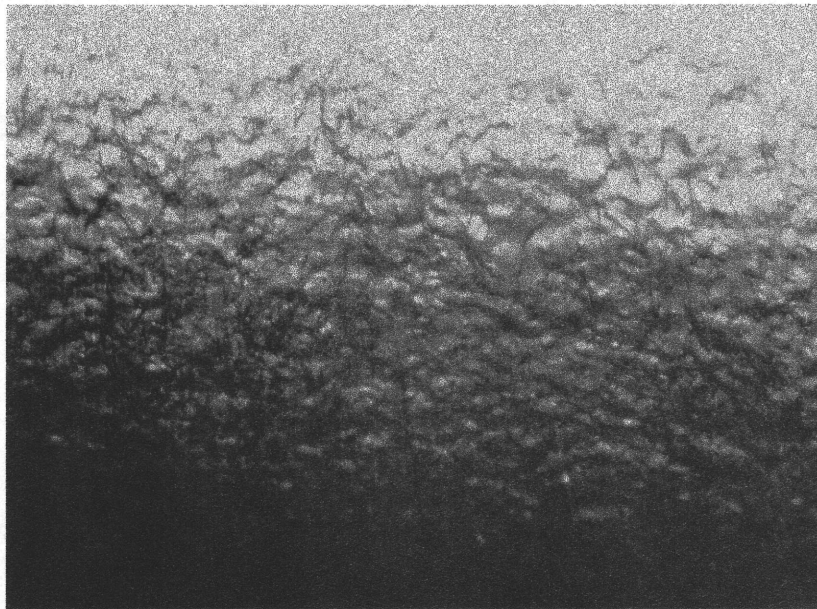


図 7.28 深絞り成型した Nb ハーフセルのアイリス付近の観察

7-4-1 1NC4 空洞及び 1NC5 空洞の性能

KEK では 1NC4 空洞と 1NC5 空洞を低温測定した。その内の 1NC4 空洞の表面処理の内容と性能結果を表 7.5 にまとめた。第 5 回目の測定まで性能がでなかったが、アニールを実施して測定した結果（第 6 回及び第 7 回測定）一挙に性能が改善された。これは脱ガスによるニオブ材の RRR の向上や水素病の防止によるものである。さらに性能の向上を目指して、第 8 回測定のための電解研磨による表面処理を行っている時に、先に述べたような溶接欠陥による、空洞のセルとビームパイプの溶接部にピンホールを生じて以後の測定が不能となった。この空洞の性能が良くない原因として、アンダーカットのよな溶接欠陥が最初から存在していたことが推定される。最終的に溶接欠陥部のニオブが数回の電解研磨で侵食され、更にアニールによる熱変形で亀裂を生じたことが考えられる。図 7.29 は第 7 回測定の Q_0 -Eacc カーブであるが、11MV/m の加速電界から Q の落ちが生じていて、この段階で既に穴あきの徴候が現れている。

表 7.5 1NC4 空洞の測定結果

	Treatment	$Q_0, \text{max.}$	Eacc, max. [MV/m]	Rres [nΩ]	Note
1st	CP(10 μm), EP(120 μm), HPR, Bake(120°C × 2days)	6.5×10^9	5.0	51.1	Slow cooled (X-ray at 4MV/m)
2nd		6.3×10^9	5.4	49.8	Slow cooled (X-ray at 4MV/m)
3rd		8.1×10^9	6.1	39.9	after warmed up (X-ray at 5MV/m)
4th	EP(30 μm), HPR, Bake(120°C × 3days)	1.2×10^9	9.9	451	Slow cooled (no X-ray)
5th		1.5×10^9	8.5	359	after warmed up (no X-ray)
6th	Anneal(750°C × 3hr), EP(30 μm), HPR Bake(120°C × 2days)	2.4×10^{10}	17.9	13.8	Slow cooled (X-ray at 14MV/m)
7th		1.3×10^{10}	18.0	18.3	Slow cooled (X-ray at 9MV/m)

CP : Chemical Polishing. EP : Electropolishing. HPR : High pressure water rinsing.

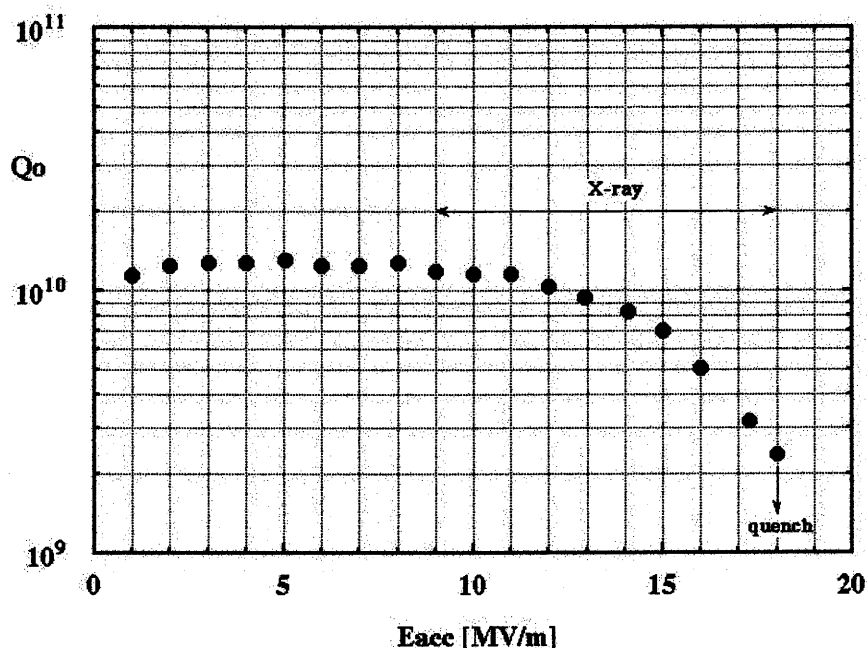


図 7.29 ハイドロフォーム法による Nb/Cu 空洞 (1NC4) の Qo-Eacc カーブ

1NC5 空洞の性能については、Qo-Eacc カーブの測定結果を図 7.30 に示した。最初の測定ではマルチパクターリングにより 22MV/m の加速電界で Q 値が落ちた (○)。プロセス・アウト後の測定では、加速電界は 31MV/m に達した (●)。この状態からウオームアップして測定した結果、最大 Q 値は 4.6×10^{10} で、最大加速電界は 32MV/m を得た (○)。クエンチ後の測定では Q 値は下がったが、プロセス・アウトのメモリー効果で加速電界の減少はない (●)。1NC5 空洞の Qo-Eacc カーブの測定結果をスピニング法によるクラッド空洞 (KENZO-8 空洞) のものと比べると、プロセス・アウト後やクエンチ後の Q 値の落ちが小さい。クエンチ後の残留表面抵抗の増加は $3n\Omega$ 程度である。

クラッド材の 1NC5 空洞の性能を、同じハイドロフォーム法により DESY で製作したニオブ・バルクの 1K7 空洞の性能と比較した。この結果を図 7.31 に示した。クラッドの 1NC5 空洞は 31MV/m 以上の高電界領域に Q 値の落ちが見られるが、ニオブ・バルクの 1K7 空洞と殆ど同じである。

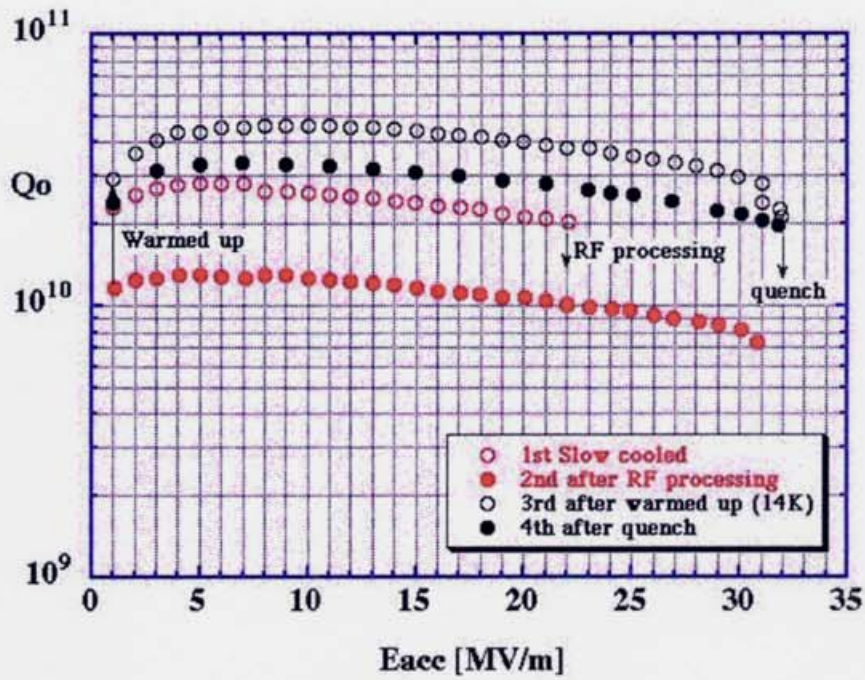


図 7.30 ハイドロフォーム Nb/Cu 空洞 (INC5) の Q_0 - E_{acc} カーブ

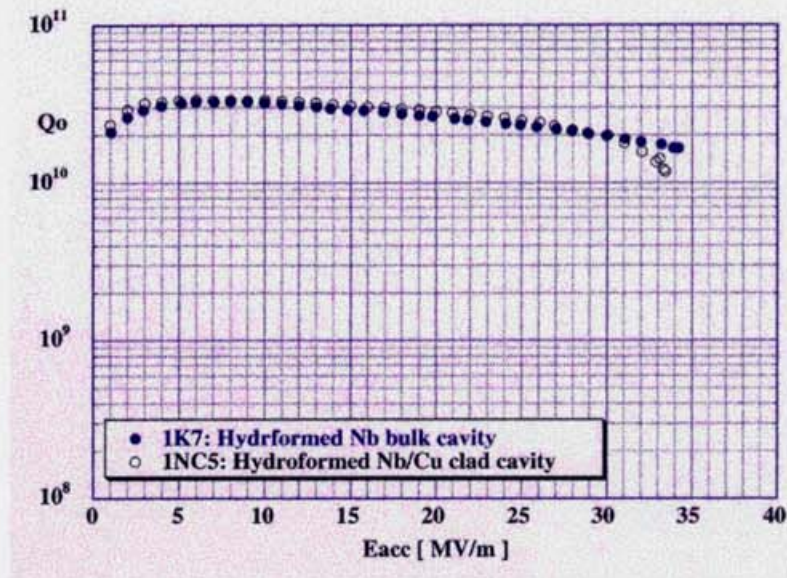


図 7.31 ハイドロフォーム Nb/Cu 空洞 (INC5) とハイドロフォーム Nb 空洞 (1K7) の性能比較

7-4-2 1NC2 空洞の性能

Jefferson Lab で表面処理して測定した 1NC2 空洞の化学研磨による性能評価は表 7.6 で示すように、化学研磨で $180\mu\text{m}$ 研磨した後に 800°C の真空熱処理を行い、更に軽度な化学研磨と超純粋高圧洗浄、そしてベーキングを行ったことで、図 7.32 に示すように 2K の低温測定で 40MV/m の高電界を達成した。そして、測定では Q 値の落ちは 1NC5 空洞の場合と同様に小さく、クエンチで増加した残留表面抵抗は $8.4\text{n}\Omega$ である。表面欠陥が完全に取り除かれていれば、クラッド空洞でもニオブ・バルク並みの性能がでることが証明された。また、表面欠陥を十分除去できれば化学研磨でも 40MV/m の加速電界を達成できることが示された。

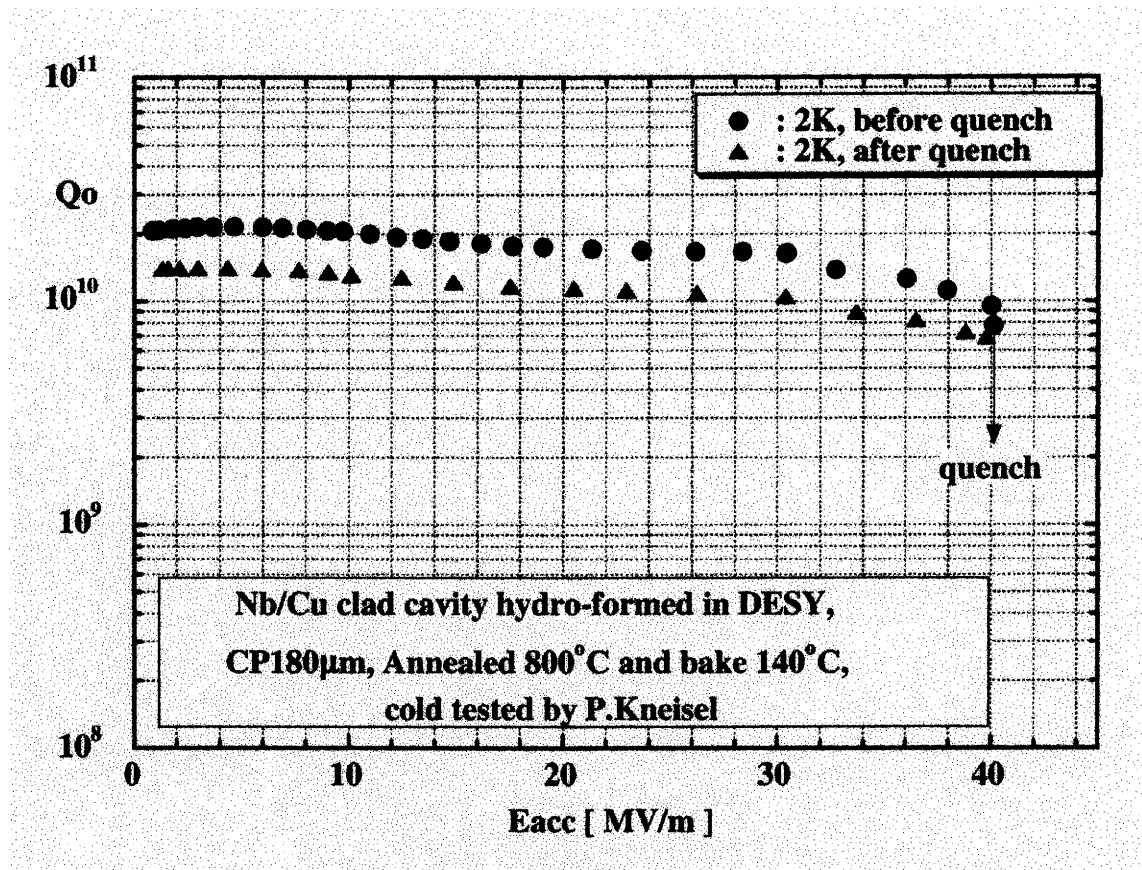


図 7.32 ハイドロフォーム Nb/Cu 空洞 (1NC2) の Q_0 - E_{acc} カーブ

7-4-3 電解研磨及び化学研磨で処理した空洞の性能比較

化学研磨と電解研磨の違いによる空洞の性能の差を調べるために、DESY で同じハイドロフォーム法で製作した二つのニオブ・バルク空洞（1BT1 空洞及び 1K2 空洞）にそれぞれ化学研磨（Jefferson Lab で実施）だけを施した場合と、これに電解研磨（KEK で実施）を追加して表面処理を行った場合の性能を Jefferson Lab で測定した。それらの Q_0 -Eacc カーブを図 7.33 に示す。

化学研磨で処理した場合は両方の空洞とも、32MV/m の加速電界を得た。従来の溶接構造の空洞に見られた赤道部の電子ビーム溶接による結晶の粗大化に伴う粒界間の段差が原因とされている 30MV/m 以下の電界領域での Q -スロープが発生せず、シームレスにすることで Q -スロープに対する優位性が現れている。しかし赤道部の溶接を省いたシームレス構造でも、ニオブ・バルク空洞の場合、化学研磨では 40MV/m の加速電界が得られなかった。

そこで溶接構造の空洞に電解研磨を施した場合は、40MV/m の加速電界が得られるように、ニオブ・バルク空洞のシームレス構造の場合でも電解研磨が優位性を示すか否かを調べるために、KEK で電解研磨を追加処理したこれらの空洞を再度 Jefferson Lab で測定した。この結果図 7.33 に示すように、電解研磨によって 40MV/m の加速電界が得られた。図中、1BT1 空洞の Q 値が加速電界全域に亘って低いのは、多量電解研磨による軽度の水素病が発生したものと考えられる。

電子ビーム溶接による結晶の粗大化に伴う粒界間の段差の問題を含まないシームレス構造のニオブ・バルク空洞で電解研磨の優位性が現れたことは、粒界間の段差の問題以外に別の問題が含まれることを意味している。

シームレスのニオブ・バルク空洞での化学研磨と電解研磨の処理の違いによる性能の差は、空洞壁の熱伝導性が関係する熱的不安定の問題が起因していると思われる。化学研磨と電解研磨の表面酸化膜形成の相違から、ベーキングに於ける酸素のニオブへの拡散状態の違いにより、化学研磨面の方が表面発熱が大きいと考えられる。従って同一のニオブ・バルク空洞に対しては、表面発熱が化学研磨面より小さい電解研磨面の空洞の方が高電界に達する。

一方、クラッド空洞では熱伝導率の大きい銅が熱を効率的に外部に取り去るから、比較的高い表面発熱の化学研磨面でも 40MV/m の加速電界に達し得たと思われる。この結果からも、ニオブ・銅クラッド材のシームレス空洞の有望性が裏付けられる

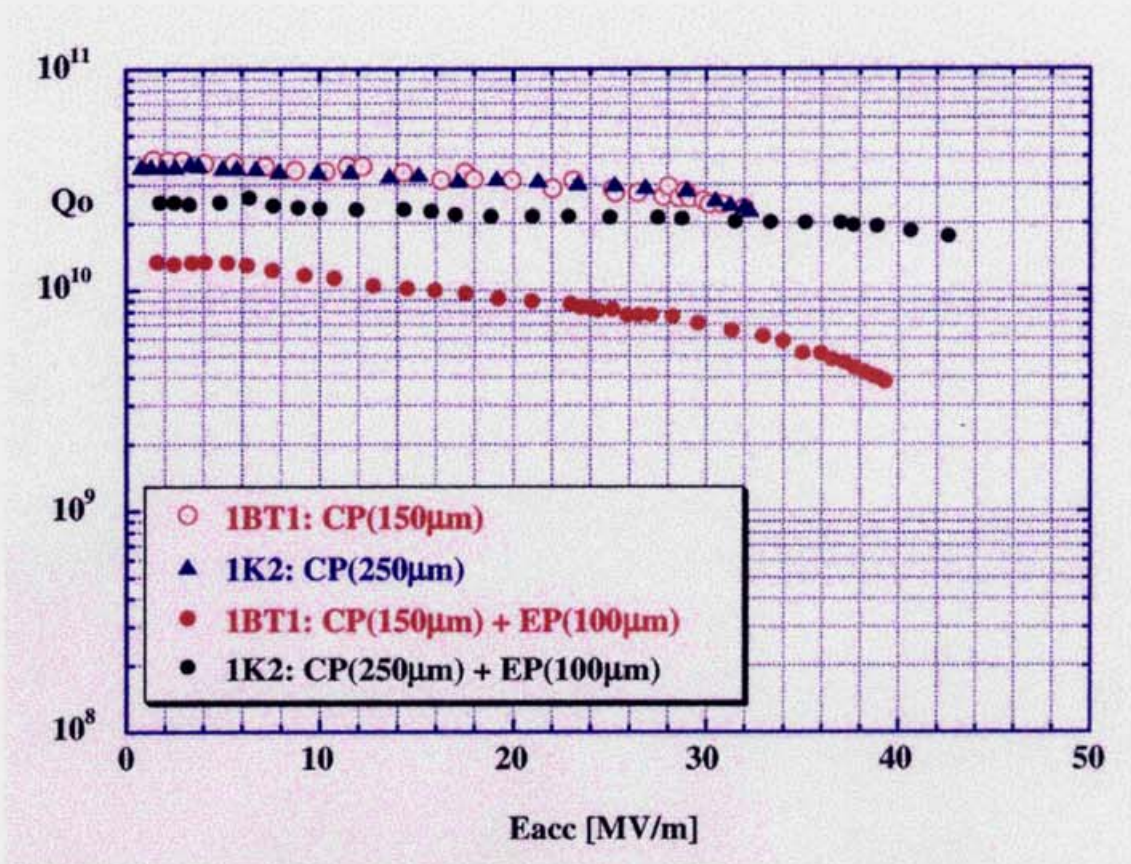


図 7.33 ハイドロフォーム法で製作した Nb 空洞の
化学研摩と電解研摩の違いによる性能の比較

7-4-4 ハイドロフォーム法により製作した空洞一覧

表 7.6 は DESY でハイドロフォーム法により製作したクラッド空洞 (1NC2 空洞、1NC5 空洞) と、比較のために同じハイドロフォーム法によるニオブ・バルク空洞 (1K2 空洞、1K7 空洞) についての表面処理の内容と空洞性能をまとめたものである。この中、1NC2 空洞と 1K2 空洞は Jefferson Lab で表面処理と測定を行った。ただし、1K2 空洞は一部 KEK で電解研摩を行った。また、1NC5 空洞と 1K7 空洞は KEK で表面処理して測定した。測定の結果、ハイドロフォーム法では、材料がニオブ・バルクでもまたクラッド材のいずれでも、臨界磁界による理論的限界値 (2K で 43MV/m) [7-4]に近い 40MV/m の高加速電界が得られることが証明された。

表 7.6 ハイドロフォームで製作した 1NC2、1NC5、1K2、1K7 空洞
の表面処理と性能結果一覧

	1NC2	1NC5	1K2	1K7
管の製法 DESY	爆着クラッド管 フローフォーミング RRR=250 熱処理 560℃、2hr	爆着クラッド管 フローフォーミング RRR=250 熱処理 560℃、2hr	Nb 管 スピニング RRR=100 熱処理 1400℃ (RRR>300)	Nb 管 深絞り RRR=200
空洞の製法 DESY	ハイドロフォーム	ハイドロフォーム	ハイドロフォーム	ハイドロフォーム
第 1 回表面処理	Jefferson Lab CP180 μm 熱処理 800℃ CP、HPR、Bake	KEK CBP22 μm CP110 μm 熱処理 750℃、3hr EP50 μm HPR、Bake	Jefferson Lab CP150 μm HPR、Bake	KEK EP120 μm HPR、Bake
Eacc,max. [MV/m] Qo,max.	40 2.3×10 ¹⁰	31.9 4.6×10 ¹⁰	32.5 3.6×10 ¹⁰	29.6 5.0×10 ¹⁰
第 2 回表面処理			KEK EP100 μm、HPR Jefferson Lab HPR、Bake	KEK EP30 μm、HPR Bake
Eacc,max. [MV/m] Qo,max.			43 2.5×10 ¹⁰	33.9 6.28×10 ¹⁰
第 3 回表面処理				KEK EP30 μm、HPR Bake
Eacc,max. [MV/m] Qo,max.				34.2 5.18×10 ¹⁰

CBP：遠心バレル研磨

7-5 結 語

これまでに従来法による溶接構造のニオブ・バルク空洞が 40MV/m の加速電界に到達するのに約 40 年近く要した。これに比べ、ニオブ・銅クラッド・シームレス空洞が短時間に、そして数例で 40MV/m の加速電界を達成したことはこの方法が如何に信頼性があるかを示すもので、今後 9 セルの実用加速空洞に発展させる価値は充分ある。測定したクラッドシームレス空洞の性能一覧を表 7.7 にまとめた。爆着クラッド板からスピニング法で製作した空洞では、最大加速電界 30MV/m、最大 Q 値 4.2×10¹⁰ を得た。また、爆着クラッド管からハイドロフォーム法で製作した空洞は、最大加速電界 40MV/m、最大 Q 値 2.0×10¹⁰ を得た。

表 7.7 ニオブ・銅クラッド・シームレス空洞の性能一覧

空洞名 (RRR)	最大加速電界 [MV/m]	最大 Q 値	材料	製作法 (製作)	測定
KENZO-2 (100)	25	2.5×10^{10}	Nb/Cu 爆着 ロール圧延板	スピニング (INFN-LNL)	KEK
KENZO-8 (200)	30	4.2×10^{10}			
1NC4 (250)	18	1.3×10^{10}	Nb/Cu 爆着 フローフォー ミング管	ハイドロ フォーム (DESY)	
1NC5 (250)	32	4.6×10^{10}			
1NC2 (250)	40	2.0×10^{10}			

スピニング空洞の加速電界が低い理由として、この空洞の内面に残存しているクラックが原因であると考えられる。KENZO-2 空洞は約 $90 \mu\text{m}$ のバレル研磨を行ったが、それ以上の深いクラックが取りきれていないと思われる。KENZO-8 空洞はバレル研磨を行っていない。このことから、1NC5 空洞が 40MV/m の加速電界に達し得ない理由の一つとして、空洞成型時に発生した傷等の表面欠陥が十分に取りきれていないことが考えられる。また、1NC4 空洞はニオブ管の溶接欠陥が性能の上がらない原因である。

クラッド空洞では、低温測定の冷却時やクエンチの際の局所的な温度差によって生じるフラックス・トラッピングが原因で、表面抵抗を増加させて空洞の性能が低下する。低下した空洞の性能を回復させる手段として、超伝導状態の空洞を 10K 以上にウォームアップして常伝導状態にし、フラックス・トラッピングの源の熱起電流を消滅し、再び温度差を生じないように空洞をゆっくりと冷却して超伝導状態にする。実際の空洞の温度むらによる熱起電力は測定していないが、ニオブ線と銅線の熱電対の測定では図 7.34 に示すように、 $0.93 \mu\text{V/K}$ の起電力を発生した。

クエンチによる Q 値の落ちはスピニング法による KENZO-8 空洞よりも、ハイドロフォーム法による 1NC5 空洞の方が小さく、Q 値の劣化による表面抵抗の増加は、KENZO-8 空洞の $7\text{n}\Omega$ に対して $3\text{n}\Omega$ である。この二つの空洞の違いは、スピニング法による KENZO-8 空洞は RRR200、赤道部の Nb 肉厚約 0.4mm である。一方、ハイドロフォーム法にいる 1NC5 空洞は RRR250、赤

道部の Nb 肉厚約 1mm である。これを比較すると RRR に多少の差があるが、大きな差は Nb の肉厚の違いである。今後の実験をしないと理由が判らないが、Nb の厚みがフラクストラッピングに関係するのかも知れない。

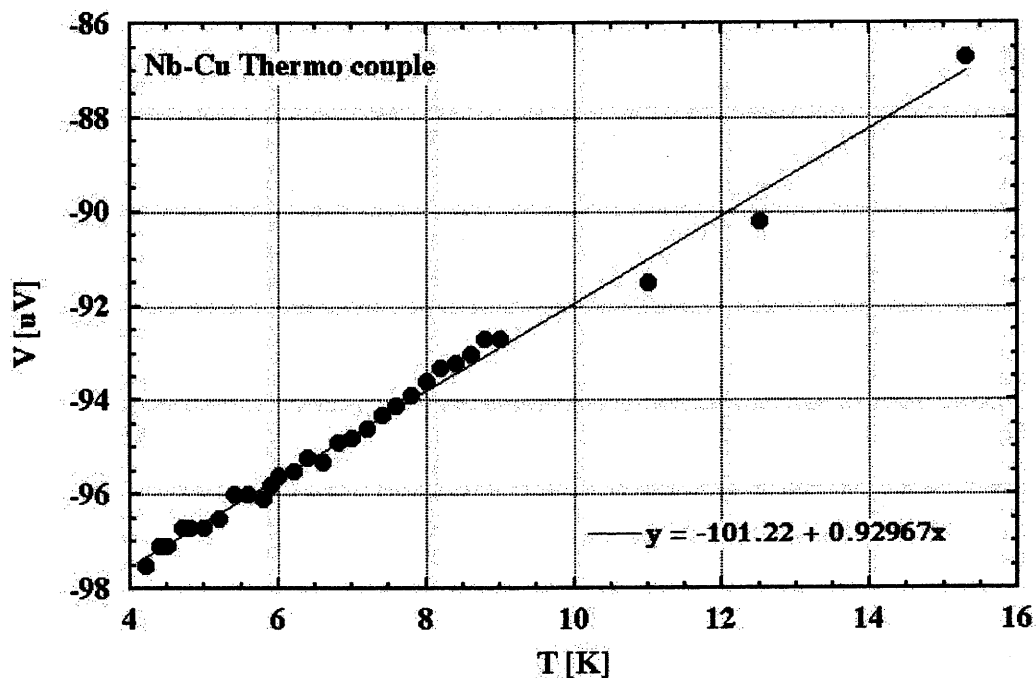


図 7.34 ニオブと銅の熱電対の起電力

KENZO-2 空洞の磁場の影響は、1mGauss の外部磁場で残留抵抗が 0.56nΩ 増加する結果であった。空洞の性能が外部磁場で大きく影響されることは、ビーム輸送系に於いて空洞が各種の電磁機器と近接して配置した時に問題となり、それなりの磁気シールド対策を講じなければならない。

[参考文献]

[7-1] M.ONO et. al., "The effect of weak magnetic field on surface resistance of superconducting cavity", Proceedings of the 23th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tsukuba, Japan, September 16-18, 1998, p.304-p.306.

[7-2] 齊藤健治、“ニオブ・銅クラッド材を用いたシームレス超伝導高周波加速空洞の開発”、平成 11 年度～平成 13 年度文部科学省科学研究費補助金（基礎研究 A）研究成果報告書、課題番号 11694182、平成 14 年 7 月。

[7-3] W.Singer et. Al., "HYDRO FORMING OF SUPERCONDUCTING TESLA CAVITIES", Proceedings of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Epocal Tsukuba International Congress Hall, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001.

[7-4] Kako E, et., al. "LIMITATION OF CAVITY PERFORMANCES IN THE L-BAND SUPERCONDUCTING CAVITIES", Proc. of the 21st Linear Accelerator Meeting in Japan, Tokyo, Japan, September 30 – October 2, 1996, p237-p239.

第8章 HIP クラッド管の試作

8-1 緒言

空洞をハイドロフォーム法で製作する場合にはクラッド管が必要となるが、管状のクラッド材は板状のものよりも一般的でなく、特にマルチセル空洞の製作に対処し得る長尺のクラッド管を市販から入手するのが全く不可能である。このため本論文ではニオブと銅の長尺クラッド管の製作法を一つの研究課題として位置付け、HIP 接合と引抜き伸管法により長尺のクラッド管を試作した。

現在用いられているクラッド管の作り方は板状のクラッド材を深絞りでカップ状に加工し、これをスピニング等で伸管してシームレス管にする方法や、ニオブ管と銅管を直接爆着や HIP 処理で接合する方法である。しかし、いづれにしても加工できる管の長さに制限があり、接合の工程だけでは長尺管の製作はできない。例えば、ハイドロフォーム加工で9セルのLバンド空洞を製作するのに必要な管の長さは約2000mmであるが、深絞りによる管の加工長は径の3~4倍程度であり、スピニングでは長い管を作るのに非常に大きな板を操作する困難さがある。また爆着クラッド管については、現在の実績では爆着可能な管の長さはせいぜい500mm以下である。そしてHIP処理の場合は、小さなクリアランスで銅とニオブの長い管を三重に組立てる困難さや高温での変形問題、HIP装置の容積等で処理する管の長さに制限がある。このような理由から肉厚で短いクラッド管を伸して長い管にする伸管工程が必要になる。更にTESLA計画のように多量にクラッド管を供給する場合は、一般的な銅管の量産方式のように、短尺で肉厚の素管から伸管して長尺管を作り、この管を空洞製作に適した長さに切断して供給する方が経済的である。ここでは肉厚で大径の短尺クラッド素管をHIP接合で作成し、これを引き抜き法で伸管して長尺クラッド管を製作した。そして伸管加工の評価を行うために、サンプル(図8.9のTP)を採取して曲げ試験、断面組織観察、硬度、結晶粒度を調べた。

8-2 HIP 処理

ニオブと銅のHIP処理の条件は2000気圧、800℃のアルゴンガス(99.9%)の雰囲気中で2時間保持である。この条件は図8.1に示すように、ニオブと銅の接合面に垂直に引張り力を与えて界面の接合力を測定した引っ張り試験の結果、銅の母材の引っ張り強度以上の接合力が得られる。

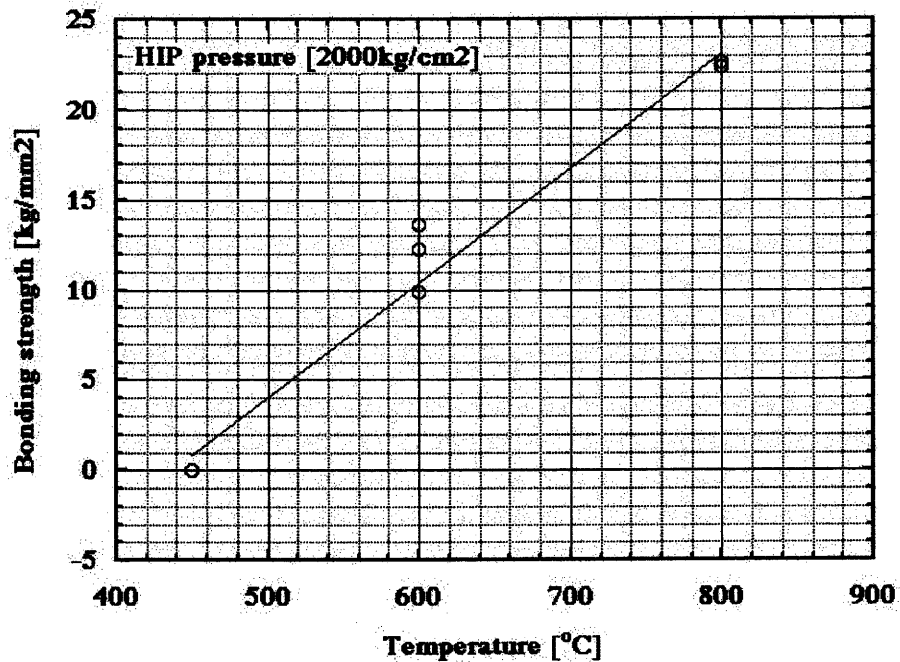


図 8.1 2000 気圧に於ける HIP 処理の接合力

クラッド素管の設計形状は図 8.2 に示すように外径 195mm、内径 176 mm、肉厚 9.5 mm の外側銅管と、外径 170mm、内径 165 mm、肉厚 2.5 mm の内側銅管の間に外径 175.4mm、内径 170.5 mm、肉厚 2.45 mm のニオブ溶接管を挟んだ Cu/Nb/Cu の三層構造である。長さに関しては、全長 670 mm の内外の銅管の中央に 480mm 長さのニオブ管があり、その両側の 95mm 長さの内外の銅管の間の空間部分に銅の短管（ダミー銅管）がそれぞれ挿入されている。この状態でダミー管と内外の銅管が両端面で電子ビーム溶接され、各材料間が真空封じされている。クラッド素管の有効長はニオブ管の長さの 480mm で、両端の 95mm 長さの部分は引抜きの際の掴み用の銅管を溶接するための部分である。経済的な空洞を開発する前提からニオブ管は溶接管を用いた。溶接管では真円度や溶接ビートの影響が懸念されるが、この問題も研究課題の一つとして位置付けた。

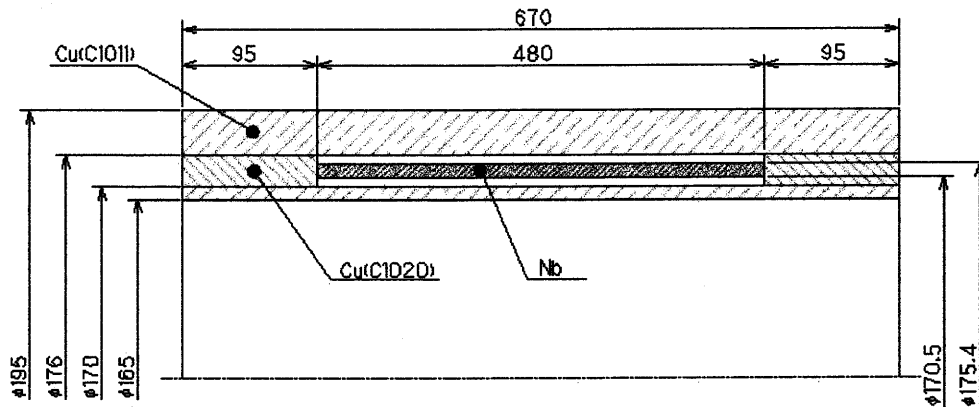


図 8.2 クラッド素管

クラッド管を三層構造にした理由は HIP 処理や、引抜き伸管工程での熱処理、あるいは空洞成型時の中間熱処理の工程で酸素等の不純物を吸収してニオブ材の純度を低下させる影響からニオブを保護するためである。ニオブ材の劣化は伸管性やハイドロフォーム加工での成形性を悪くさせるばかりでなく、超伝導空洞自体の性能の低下をもたらす。また、ニオブを銅で包むことで超伝導線材の線引き加工のように、逃げ場のないニオブが周辺の銅に追従して引き伸ばされるのでニオブ単体よりも伸びが大きくなり、伸管性がよくなる。しかし三層構造のクラッド管は最終的に内側の銅を除去する余分な工程が必要となる。2000 気圧、800 度で 2 時間の条件での HIP による影響をニオブ材の RRR を測定して調べた。この結果を表 8.1 に示す。

表 8.1 RRR の測定結果

試料	(1)	(2)	平均
元のニオブ材	257	248	252.5
ニオブの全面を銅で包んで HIP	193	203	198.0

試料	(3)	(4)	平均
元のニオブ材	173	170	171.5
ニオブを銅で包まず裸で HIP	74	75	74.5
ニオブの片面を銅で包んで HIP	129	136	132.5

HIP 処理していない元のニオブの RRR と比較した結果は、ニオブ全体を最小

5mm の厚さの銅で包んでも約 18%~25%の RRR の減少が見られた。これは保護のために包んだ銅の不純物がニオブに拡散したためと、ニオブと銅の間の真空の清浄状態によるものと思われる。また裸の状態で HIP したニオブの RRR は約半分 (57%~56%) に減少し、HIP 処理をすることでニオブの材料劣化が起ることが確認された。RRR の測定結果から、HIP 処理に際してはニオブを銅で保護することが重要なことが判る。

また、同じ条件で HIP 接合したクラッド管 (外側 10mm 厚の銅と内側 2.5mm 厚の銅の間に 2.5mm 厚のニオブを挟んだ三層構造) を引抜き伸管して空洞用材を作り、これをハイドロフォーム加工で空洞にした後、銅を硝酸で除去して採取したニオブ試料の RRR の測定では、元材のニオブが平均 238.6 であったのに対して平均 106.9 になり、RRR は 55%減少した。この比較的大きい RRR 減少の原因は HIP 処理の影響の他に、引抜きの際の破断等のトラブルにより一部ニオブが銅の保護から剥き出しの状態になり、伸管途中での中間アニールによる材料劣化やクラッド材の銅除去の際の硝酸の影響等が考えられる。

更に HIP 接合のクラッド材をハイドロフォーム成型して内側銅を硝酸で除去した別の空洞 (BC-1 及び BC-2) から採取したニオブ試料の銅、酸素、窒素、水素についての成分分析の結果は表 8.2 に示す通りであった。

表 8.2 ニオブの成分分析結果

	銅 (Cu)	酸素 (O)	窒素 (N)	水素 (H)
元のニオブ材	<10	22.95	4.44	1.35
BC-1 のニオブ	22	65.07	5.57	69.96
BC-2 のニオブ	28	59.13	7.8	67.48
元のニオブ材 (化学研摩後)	<10	9.82	-	0.94
BC-1 のニオブ (化学研摩後)	<10	29.49	-	76.38
BC-2 のニオブ (化学研摩後)	<10	29.58	-	88.08

(単位 : ppm)

[東京電解株式会社 梅沢裕明氏 測定]

銅は硝酸で溶解除去しただけではニオブの表面に残る。しかし化学研摩を 90 秒間行った後ではほとんど検出されない。このことから銅の残存層の厚みは約 10 μ m 以内で、HIP 処理によるニオブ中への銅の拡散はないものと判断される。

酸素の量は HIP 処理によって増加している。HIP 処理していない元のニオブ材の表面を 120 μ m 化学研摩して 10 ppm 程度に減少したのに対し、HIP 処理したニオブ材は未だ 30ppm のコンタミを示し、約 240 μ m 内部まで酸素が拡散し

ていることを示す。これまでの経験から 30ppm の酸素含有量のニオブ材の RRR の値は 100 程度と推定される。酸素のコンタミ層は、空洞内側のニオブ表面については除去できるが銅の接合部側は改善策がなく、この部分の熱伝導度等への影響が懸念される。

窒素や水素は硝酸による銅の溶解工程で増加したものと考えられる。しかし水素は熱処理により大幅に減少する。BC-1 の試料を 750℃で 1 時間熱処理した酸素、窒素及び水素の変化を表 8.3 に示す。

表 8.3 熱処理前後のニオブの分析結果

	酸素 (O)	窒素 (N)	水素 (H)
BC-1 のニオブ (熱処理前)	29.49	5.57	76.38
BG-1 のニオブ (熱処理後)	28.47	4.1	0.89

(単位 : ppm)

[東京電解株式会社 梅沢裕明氏 測定]

HIP 処理後のクラッド素管の寸法測定結果を表 8.4 に示す。仕上がり外径は、平均で 194.078mm で設計値の 195mm に対して 1mm 小さい。また、平均内径は 165.718mm で設計値の 165mm に対して 0.72mm 大きい。従って、管の平均肉厚は 14.18mm で設計値の 15mm に対して 0.82mm 薄くなっている。これらの誤差は、管を三層にはめ込むのに必要な各管の間のクリアランスが吸収されて生じたものと考えられる。また、偏肉のばらつきは 2%以下であり非常に良好である。

表 8.4 HIP 処理後のクラッド素管の寸法測定結果

試料番号 及び 測定位置	外径 mm (195)				内径 mm (165)			
	Min.	Max.	真円度 Max.-Min.	平均	Min.	Max.	真円度 Max.-Min.	平均
1-②	193.99	194.16	0.17	194.075	165.33	165.46	0.13	165.395
1-③	194.00	194.16	0.16	194.080	165.39	165.47	0.08	165.430
1-④	193.91	194.20	0.29	194.055	165.23	165.45	0.22	165.340
2-②	193.94	194.22	0.28	194.080	165.62	165.96	0.34	165.790
2-③	193.97	194.24	0.27	194.105	165.68	165.98	0.30	165.830
2-④	193.96	194.20	0.24	194.080	165.68	165.94	0.26	165.810
3-②	193.98	194.16	0.18	194.070	165.80	166.05	0.25	165.925
3-③	194.00	194.13	0.13	194.065	165.82	166.06	0.24	165.940
3-④	194.04	194.14	0.10	194.090	165.89	166.12	0.23	166.005
最小	193.91		0.10	194.055	165.23		0.08	165.340
最大	-	194.24	0.29	194.105	-	166.12	0.34	166.005
平均	-	-	0.202	194.078	-	-	0.228	165.718
測定方法	マイクロメータ				シリンダーゲージ			
試料番号 及び 測定位置	肉厚 mm (14.45)							計算肉厚
	1	2	3	4	偏肉 Max.-Min.	偏肉率 %	平均	平均の内 外径差/2
1-②	14.13	14.19	14.34	14.25	0.21	1.5	14.228	14.340
1-③	14.16	14.22	14.34	14.29	0.18	1.3	14.253	14.325
1-④	14.17	14.24	14.30	14.19	0.13	0.9	14.225	14.358
2-②	14.04	13.88	14.01	14.14	0.26	1.9	14.018	14.145
2-③	14.01	13.93	14.01	14.09	0.16	1.1	14.010	14.138
2-④	14.01	13.88	14.02	14.07	0.19	1.4	13.995	14.135
3-②	-	-	-	-	-	-	-	14.073
3-③	-	-	-	-	-	-	-	14.063
3-④	-	-	-	-	-	-	-	14.043
最小	-	-	-	-	-	-	-	14.043
最大	-	-	-	-	-	-	-	14.258
平均	-	-	-	-	-	-	-	14.180
測定方法	超音波厚み計							計算値

〈 〉内の数字は設計値を示す。偏肉率(%) = [偏肉/平均肉厚] × 100

8-3 引抜き伸管

HIP 接合したクラッド素管をハイドロフォーム仕様の寸法形状に製管するために引抜き法を採用した。これはドローベンチを用いて、順次に異なるサイズのダイスに通して数段階で引き抜き、任意の管径と肉厚に製管する方法である。引抜き法には、短いプラグを入れた素管をダイスに通して引き抜くショートプラグ方式 (図 8.3.a) と、素管内にテーパ付きのバーを挿入してダイスに押

し込むロングプラグ方式 (図 8.3.b) がある。

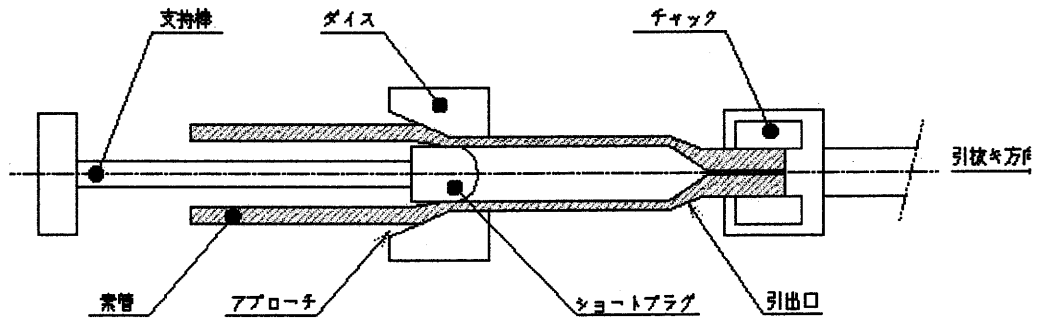


図 8.3.a ショートプラグ方式

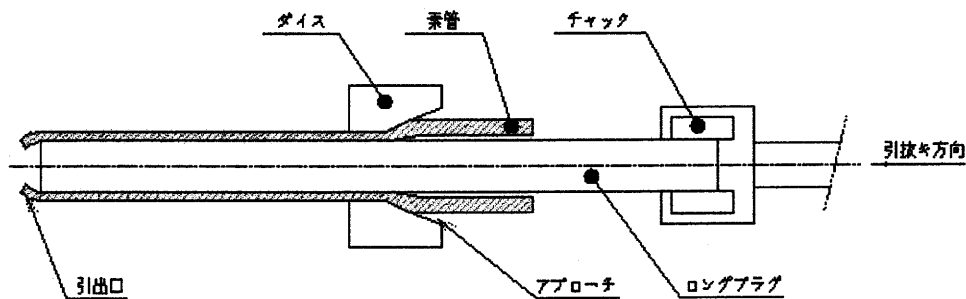


図 8.3.b ロングプラグ方式

ショートプラグ方式は引き抜きの際の掴み代が必要であるが、ロングプラグ方式は絞った素管の先端に長いバーを突き当ててダイスに押し込むので掴み代は不要である。これらの方式の製管の様子を写真で示す。図 8.4 の写真はショートプラグ方式での引抜きをチャック方向から見たもので、また図 8.5 はロングプラグ方式の引抜きのダイス方向を見た写真である。引抜き伸管は三本の素管 (#1、#2、#3) について行い、この中一本 (#3) は掴み代を作る部分として素管に銅管を Tig 溶接で継ぎ足した。そして他の 2 本は、初めの数工程をロングプラグ方式で押し込み伸管して、素管端部の銅部分の長さが伸びてからこの部分を掴み代にして、ショートプラグ方式に切り替えて引き抜いた。

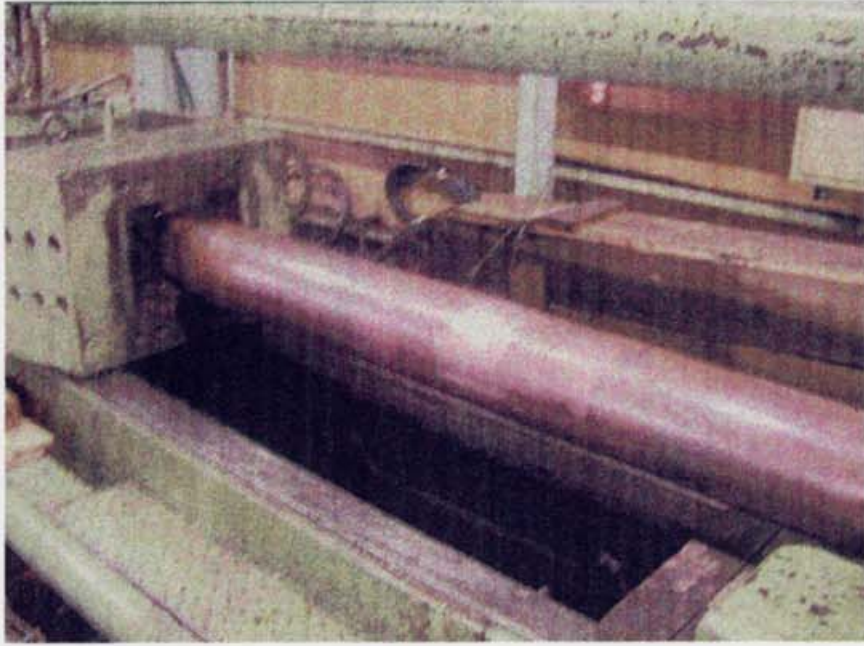


図 8.4 ショートプラグ方式 (チャック側)



図 8.5 ロングプラグ方式 (ダイス側)

素管の設計段階では、伸管工程で1本の素管を最終的に外径 ϕ 138mm \times 内径 ϕ 132mm \times 肉厚3mm \times 有効長3016mm（クラッドの各層の肉厚は外側の銅が2mm、ニオブと内側の銅がそれぞれ0.5mm）の長尺管に加工することを予定し、ビームパイプ付きのLバンド単セル空洞を hidroフォーム成形で製作するための470mm長の単管を6本材料取りすることを目論んだ。なを、TESLAタイプの9セルシームレス空洞の製作のためには、全長約2,000mmの同径形状のクラッド管が必要である。将来的には有効長4,000mm程度（9セル空洞2台分）の長尺管の伸管加工技術の確立が必要であるが、これは今回の製作の1.3倍のスケールに過ぎない。引抜き工程はパス回数（引抜き回数）とパス当たりの断面積減少率（Reduction pass ratio）及び中間アニールの時期と回数を決める。後述の第11章のクラッド材の材料調査で示すようにクラッド材の機械的性質が銅のものに類似であることから銅管の伸管工程を参考にした。実際に伸管した時のクラッド素管の引抜き力は20~60tonで、銅（C1020）の場合と同等かそれ以下であり、特にニオブの存在による引抜き力の変化は見られなかった。

伸管加工に於いて、素管（#1）は5パスのロングプラグ方式の伸管で長くなった銅の部分に掴み部を設けてショートプラグ方式に切り替えたが、ショートプラグ方式の最初の引き抜き（6パス目）当初で掴み部が破断した。破断の原因として、掴み部の加工を熱間鍛造で行ったために銅の強度が減少したことと、ショートプラグ方式に切り替える際の治具の交換のために先細に絞った部分を切断した時ニオブが露出したため、当初予定していた5パス終了時のアニールを省いたことが考えられる。破断側に掴み部を再度設けて加工度（リダクション）を10%以下に減らして引抜きを続行し、総パス回数19と3回の中間アニール（600℃、1時間）で所定の寸法に仕上げた。図8.6に掴み部の破断状態を示す。図の左側はチャック方向を、そして右側はダイス方向を見た。

また素管（#2）ではロングプラグ方式の工具を取り出すために先細に絞った先端部を切断した際にニオブが露出した（図8.7）。反対側に冷間鍛造で掴み部を設けて、総パス回数19と3回の中間アニールで所定の寸法に仕上げた。



(チャック側)

(ダイス側)

図 8.6 掴み部の破断

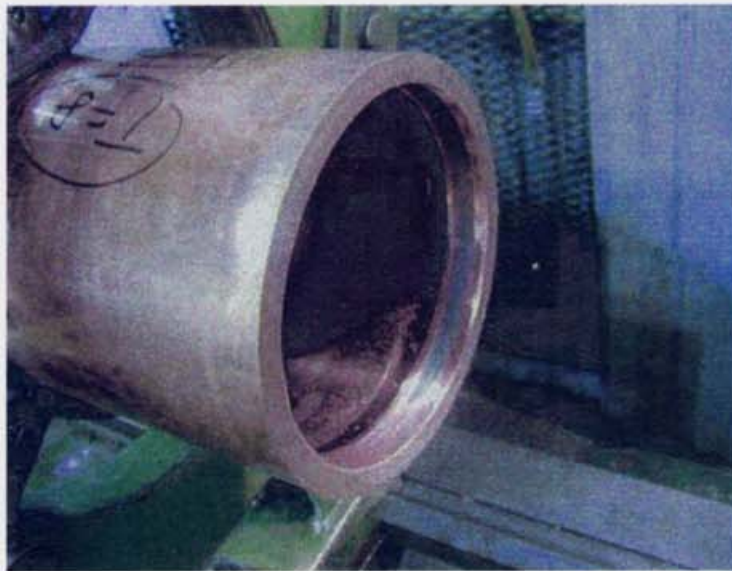


図 8.7 ロングプラグ方式の工具取り出しのため先端部を切断した際に部分的に露出したニオブ（管内径側端部の黒い部分）



図 8.8 非接合で管の内外に生じたくびれと破断

更に素管（#3）では、ニオブ管の端部とダミー銅管の端部のつなぎの部分が破断した。この原因は HIP 処理の圧力により内側と外側の銅管が中間のダミー管を押しつけてダミー管がニオブ方向に移動できなくなった結果、ニオブとダミー銅管のつなぎの部分が完全に HIP 接合されず微少な空間が残り、引抜き加工の進行と共に空間が拡大してくびれが生じ、最終的に破断に至ったと考えられる。この様子を図 8.8 に写真で示す。新たに掴み部を破断箇所の反対側に設けて加工度を下げ、伸管を継続し総パス回数 19 と 4 回の間アニールで目標の長さに近い有効長 2570mm まで伸管することが出来た。

各素管とも伸管途中でニオブが剥き出し状態になったことから中間アニールでの酸化による材料劣化が懸念される。そして、これらのトラブルにより各素管のニオブの部分が犠牲になったため、単空洞用のクラッド管の製品（全長 470mm）は図 8.9 に示したように設計当初の目標（18 本）より少ない 11 本の量となった。図中の TP は伸管したクラッド管の評価をするためのテストサンプルを採取した位置を示す。図 8.10 に完成したクラッド管を示す。

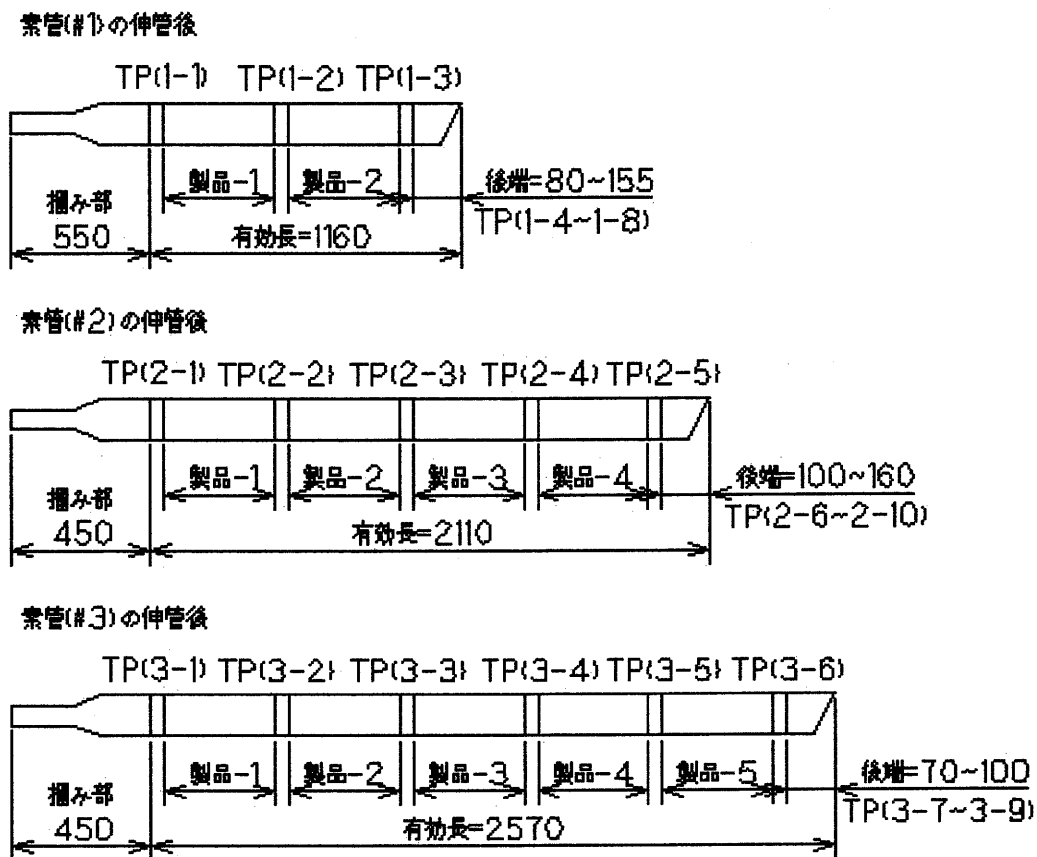


図 8.9 各素管から完成した製品

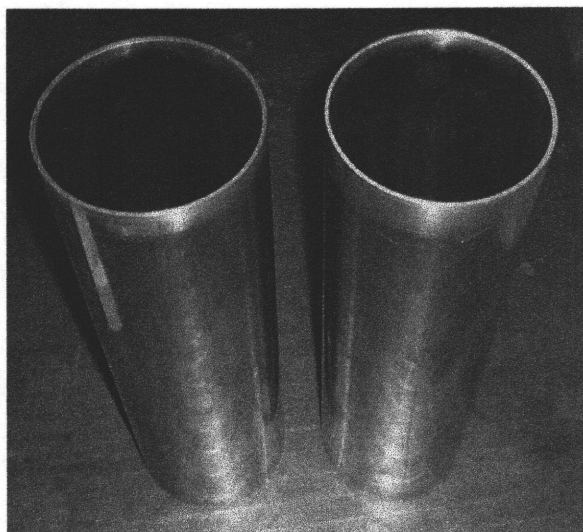


図 8.10 引抜き伸管したクラッド管

一例として素管（#2）の伸管後の仕上がり寸法を表 8.5 に示す。表中の測定位置 1 は引抜きの初め側で、5 は引抜きの終わり側である。製管の結果は引抜きの終り側の偏肉が大きい。伸管前の素管の偏肉率は 2%以下で小さかったが、引き抜き工程をくり返す毎に大きくなった。

表 8.5 引抜きクラッド管の仕上がり精度（素管#2）

測定位置	最大外径 Max.	最小外径 Min.	真円度 Max.-Min.	最大肉厚 Max.	最小肉厚 Min.	偏肉 Max.-Min.	偏肉率
1	138.07mm	137.83mm	0.24mm	3.41mm	2.53mm	0.88mm	29.6%
2	138.10mm	137.79mm	0.31mm	3.33mm	2.64mm	0.69mm	23.1%
3	138.82mm	137.14mm	1.68mm	3.34mm	2.63mm	0.71mm	23.8%
4	138.67mm	137.34mm	1.33mm	3.53mm	2.45mm	1.08mm	36.1%
5	138.22mm	137.85mm	0.37mm	3.64mm	2.33mm	1.31mm	43.9%

偏肉率(%) = [偏肉/平均肉厚] × 100

8-4 HIP クラッド管の製品調査

8-4-1 曲げ試験

図 8.11 に示すように全部で 44 サンプルの曲げ試験を行った。内、サンプル 2-1-2 の 1 個に図 8.12 に示すような剥離があったが、残り 43 サンプルでは剥離は見られなかった。この剥離したサンプルは銅ダミー管とニオブ管のつなぎ

部分に近い位置のものであり、不十分な HIP 接合に原因があると考えられる。図 8.13 に銅ダミー管とニオブ管の非接合部分から切出したサンプルの断面を示す。従って、その剥離は素管にすでにあったものと思われる。しかし、そうした特別な場所を除けば、HIP 接合されたニオブと銅の界面が伸管工程で剥離するようなことがない。



図 8.11 曲げ試験結果



図 8.12 曲げ試験の結果、剥離したサンプル (左) と正常なサンプル (右)

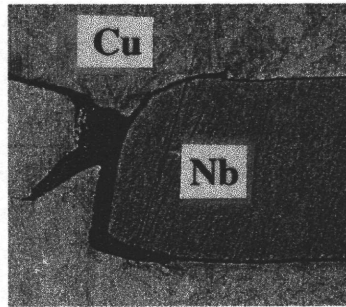
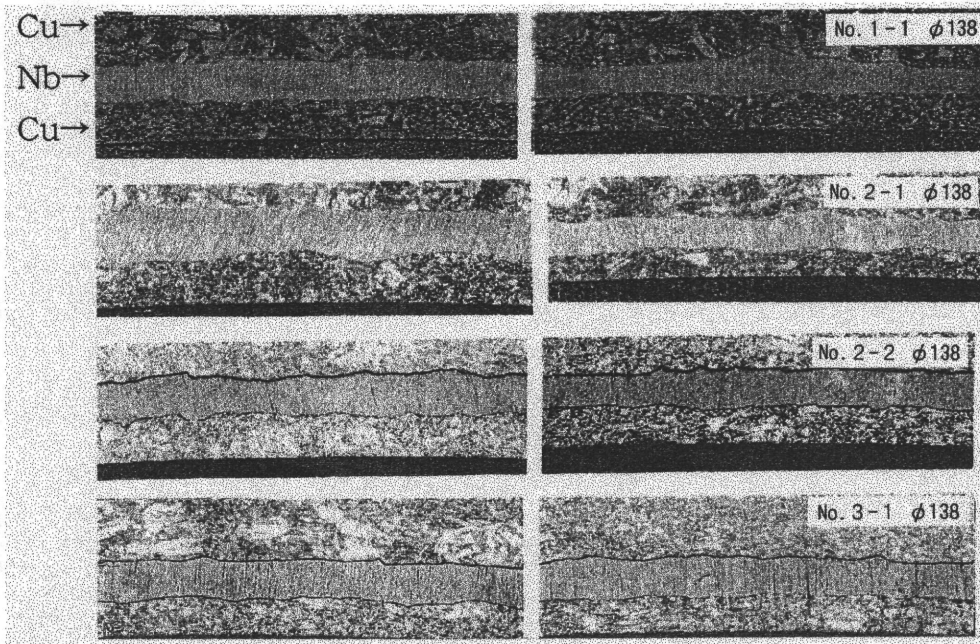


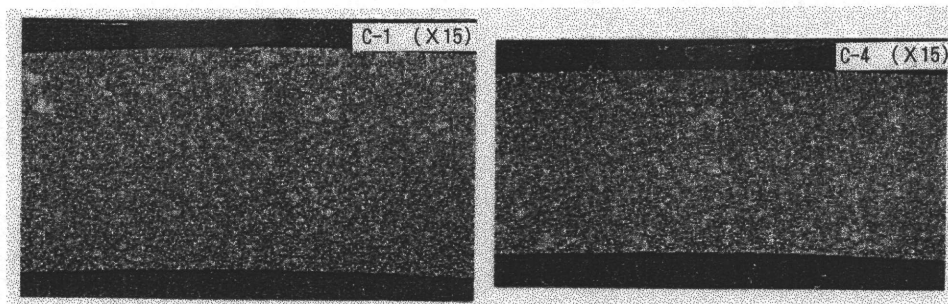
図 8.13 銅ダミー管とニオブ管の非接合部分

8-4-2 断面組織観察

三本の素管（#1、#2、#3）の伸管後の断面観察写真と同時に伸管された銅管（C1020 T-H）の断面写真を図 8.14 に示す。何れのサンプルでもニオブと銅の界面に凹凸（しわの断面）がみられる。引抜き前の素管に使用したニオブ管は圧延した板を巻いたもので、溶接シーム以外の肉厚は一定である。従って、この凹凸（しわ）は引抜きが進行するにしたがって拡大したと考えられる。



(Cu/Nb/Cu の断面)



(銅の断面)

図 8.14 伸管後の Cu/Nb/Cu クラッド及び銅の断面写真

8-4-3 硬度

表 8.6 に切出したサンプル（採取位置は図 8.9 参照）の硬度測定の結果を示す。それぞれ、三本の素管に対して伸管後の三層クッラド管の内径側と外径側の銅表面の硬さをロックウェル硬度計（試験荷重 30kg）で測定した。また、その断面の各層の硬度をビッカース硬度計（試験荷重 200g）で測定した。図 8.15 にビッカース硬度対ロックエル硬度の関係[8-1] を示す。伸管加工されたクッラド管の内外表面の銅の硬さは、ロックウェル硬度で 51.2~56.2 で、これはビッカース硬度に換算すると 99.0~110.4 に相当する。一方、断面のビッカース硬度は、内側の銅、外側の銅、ニオブ共に殆ど同じで、102 ~111 の間にある。これらの値は、ロックウェル硬度で計った内外の銅の表面硬度とほぼ同じである。従って、硬度で見ると、どこも同じであると言える。

表 8.6 Cu/Nb/Cu クッラド管の硬度

試料番号	測定条件			硬さ (3点平均)
	表面	外径側	HR30T	
1-1-1	表面	内径側	HR30T	53.3
		外径側	HR30T	53.9
	断面	外側銅	Hv200g	105.0
		ニオブ	Hv200g	104.0
		内側銅	Hv200g	106.0
2-1-1	表面	外径側	HR30T	51.2
		内径側	HR30T	52.3
	断面	外側銅	Hv200g	102.3
		ニオブ	Hv200g	105.0
		内側銅	Hv200g	105.7
3-1-1	表面	外径側	HR30T	53.5
		内径側	HR30T	56.2
	断面	外側銅	Hv200g	109.3
		ニオブ	Hv200g	111.3
		内側銅	Hv200g	111.0

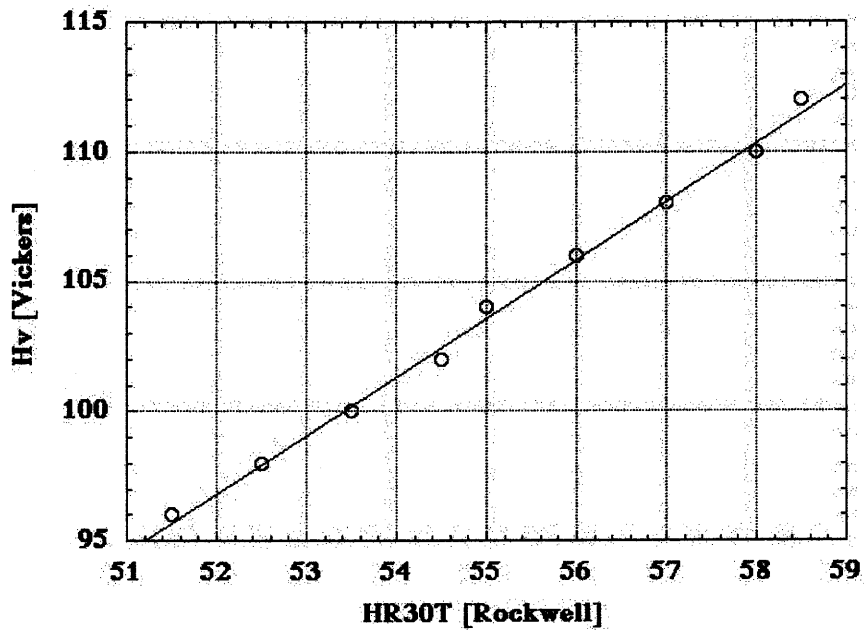


図 8.15 ビッカース硬度対ロックエル硬度の関係

8-4-4 結晶粒度

サンプルの組織写真から結晶サイズを評価すると表 8.7 のような結果になる。伸管途中のサンプルからも組織を調べた。表中の Cu/Nb/Cu クラッド管サイズ $\phi 180 \times 8$ 及び $\phi 157.4 \times 6.2$ は伸管途中のサンプルから組織を調べた結果である。結晶組織は、内側と外側の銅のみ観察した。最終形状では、0.05~0.22mm 程度のサイズである。このクラッド管の伸管作業と同時に行われた銅管 (C1020) の伸管加工品では、0.04~0.09mm で、これに較べるとクラッド管ではやや大きく、また大小の混粒が顕著である。これは、HIP 処理で銅の結晶粒の粗大化が起こり、その影響が残っているものと考えられる。最初に述べたように今回のニオブ管は溶接管である。伸管加工によりその溶接部がどのようなになるかが一つの研究課題として位置付けていたが、断面組織観察では、溶接部の痕跡は全く見い出されなかった。柔らかな溶接シーム部が伸管加工により一種の鍛造効果をうけたものと考えられる。

表 8.7 銅の結晶粒度

種類	引抜きサイズ	試料番号	位置	結晶粒度 (mm)
Cu/Nb/Cu クラッド管	φ138 x 3	1	外側	0.05~0.14
			内側	0.05~0.18
		2	外側	0.09~0.22
			内側	0.07~0.18
		3	外側	0.05~0.22
			内側	0.05~0.18
	φ157.4 x 6.2	3	外側	0.05~0.18
			内側	0.08~0.22
φ180x 8	1	外側	0.18~0.36	
		内側	0.21~0.45	
銅管 (C1020)	φ138 x 3	C-1	-	0.04~0.09
		C-7	-	0.04~0.07

8-4-5 HIP 引抜きクラッド管の製作費

今回の KEK のハイドロフォームによるクラッド空洞の製作に於ける経済的な見積り金額を、一般的な製法のニオブバルク空洞のそれと比較してみる。クラッド管の製品歩留まりを 100%と仮定すると、1 本のクラッド素管の有効長は約 3000mm に伸管されるから、製管された 3 本のクラッド管 (9000mm) から TESLA の 9 セル空洞用材 (全長 2000mm) が 4.5 本分採取できる。これに費やした製作費を表 8.8 の 2 列目に示す。これから単純計算した 9 セル用材 1 本当たりの金額を 3 列目に示す。一方、クラッド素管の伸管は初めての経験であり、トラブル発生のために加工費が割高になっている。伸管技術が確立して、また量産体制が整えば、当初の見積り金額に改定できる。更に HIP 処理に関しても、炉の容積や耐荷重の点で、20 本相当のクラッド素管を 1 度に処理することが可能である。このようなことを考慮して修正した金額を 4 列目に示した。この値から 9 セル用のクラッド管が 60 万円以下で作ることが可能である。これに対して現在採用しているような電子ビーム溶接構造のニオブ・バルク空洞のセル材とビームパイプ材で約 150 万円必要である。クラッド材空洞は材料費だけでも従来のニオブ・バルク空洞の 1/2.5 に低減できる。更に空洞の加工費についても、ハイドロフォーム法は手間の掛かる電子ビーム溶接が少なく (フランジの取り付けのみ)、ビームパイプを作る必要がなく、部品の点数が少ないのでトリム等の機械加工も殆ど減る。従って従来の溶接による製作方法

より製作工程数が少ない分、加工時間が短縮されて製作費が安くなる。

表 8.8 HIP-Cu/Nb/Cu クラッド管の製作費

項目	素管 3 本分の費用 (千円) (TESLA 9 セル空洞 4.5 本分)	TESLA 9 セル空洞 1 本分 (千円)	改善点を考慮した TESLA 9 セル空洞 1 本分 (千円)
銅管材料費	700	156	156
ニオブ材料費	950	211	211
管加工費	200	45	45
伸管加工費	820	182	116
HIP 処理費	1200	266	60
合計	3870	860	588

8-5 結 語

ニオブと銅のクラッド方法として HIP 接合と爆着接合に注目し、HIP 接合の素管を引抜き法で伸管して長尺クラッド管を製作する技術を確立した。HIP 接合の問題点は処理中にニオブ材の劣化を伴うことから保護するためにニオブを銅で包むことが必要になり、クラッド管は Cu/Nb/Cu の三層構造になることである。このために空洞完成後には不要な内側の銅を除去しなければならない。銅の除去は硝酸で溶解する方法と、直管状態のクラッド管の内面を機械的に荒取りして、取りきれない部分を硝酸で溶解する方法があるが、いずれにしてもかなりの時間を要し、硝酸を使用する場合は廃液処理の問題がある。例えば、単セル空洞内部の 0.5mm 厚の銅を硝酸で除去するのに 15 リッターの硝酸を用いて約 3 時間要した。また単セル用のクラッド管内部の 0.5mm 厚の銅を機械的に除去した一例では、旋盤によるボーリング切削に 7.5 時間、グラインダーによる研削で 12 時間要した。最終的に取り残しの点在する銅を除去するために硝酸に 2 時間浸した。クラッド管両端の内径を基準として外径の振れを測定した例では最大 1mm もあり、振れの量よりも肉が薄い内部の銅を旋盤で切削することはできず、グラインダー研削で局部的に除去せざるを得ないために機械的な銅除去の方法は多くの時間を要した。従って、内部銅を効率的に除去するための装置の開発が必要である。またニオブ管が溶接管のため心円度の確保が難しく、三層構造に組上げるために各部品間に大きなクリアランスを要した。このクリアランスが HIP 処理で吸収され、設計値より素管の外径が小さく、そして内径が大きくなった。今後芯円度の良いニオブ管の加工が必要である。

HIP 処理時の他の問題点として、ダミー銅管の端部とニオブ管の端部が接合

されず、引抜きの際に破断の原因になった。これを改善するために、予めニオブに捨て材となる引抜き用の掴み部（例えば銅やチタン）を溶接したものを HIP 処理することが考えられる。

引抜き伸管に関しての問題点は伸管工程で発生するニオブ表面の凹凸と偏肉である。ニオブ表面の凹凸の発生については、この管を用いて空洞を製作した場合にニオブ表面に多数の空洞軸方向に細長い繊維状の凹凸（しわ）が形成される。このために機械研磨で滑らかにする余分な工程を必要とするとともに、仕上げに必要な研磨代のためにニオブの厚みが増々減少して望ましくない。今回用いたニオブ管は管の加工後に熱処理を施していないので、ロール加工及び矯正治具による芯出加工で発生した加工歪みが残り、材料の機械的特性の不均一性が影響したことが考えられる。十分なアニールをした材料を使用して調べる必要がある。また偏肉については、適正なパススケジュールを実験的に探ることが必要である。

[参考文献]

[8-1] 株式会社アカシ、硬さ試験機カタログ、B-001②、64頁

第9章 爆着クラッド管の試作

9-1 緒言

HIP クラッド管の外に爆発圧接（以下単に爆着と云う）によるクラッド管を実験的に試作した。この方法は鋼板を母材にし、合わせ材にステンレス板やニッケル板あるいは銅板等を用いたクラッド鋼板は工業的にも一般的である。そしてニオブ板と銅板についても技術的に問題なく接合できる。しかし、長い管の接合は経験がなく、特にニオブと銅のクラッド管の製作は工業的に例がない。そこで溶接管のニオブと銅管の爆着テストを兼ねて、ハイドロフォーム加工で単空洞が作れるサイズの爆着クラッド管を試作した。ここにそれらについて述べる。

爆着は母材の板の上に間隙を設けて合わせ材の板を重ね、その上の全面に爆薬を敷きつめて、爆薬の一端から起爆することで合わせ材が母材に斜めに衝突し、この衝突点で互いの板を接合する方法である[9-1]。爆着圧接の概念図を図9.1に示す。

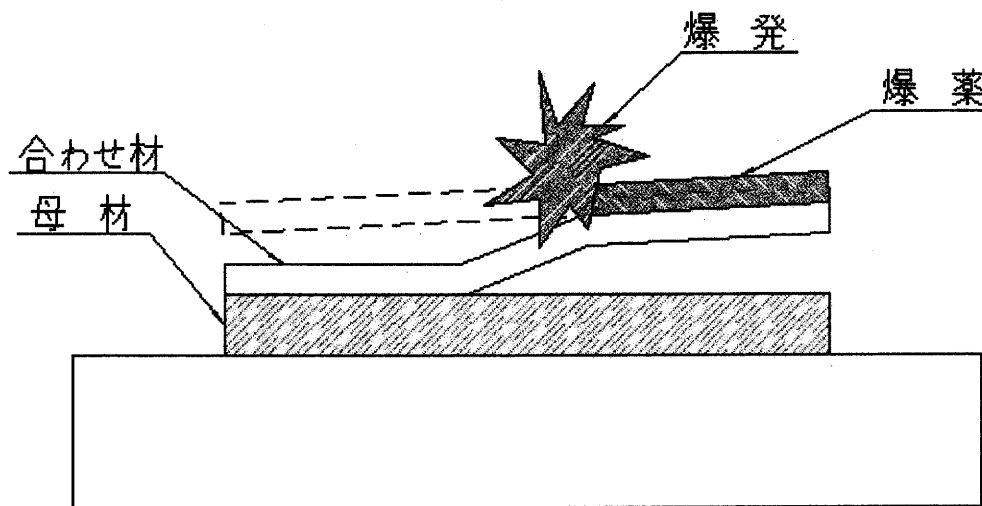


図9.1 爆発圧接の概念図

爆着は爆薬の爆発速度が非常に速いので（6700 m/sec.～8300m/sec.）[9-2]一瞬のうちに接合され、金属に熱が伝わる余裕のない（熱が加わらない）冷間圧接である。爆着クラッド材の RRR の測定では、元のニオブの RRR が 229 に対し

て爆着後のニオブの RRR が 232~235 で殆ど変化しなかった。これは爆着は大気中で行われるが、接合時間が一瞬で温度が加わる時間が極めて短いためと思われる。従ってこの方法の場合は大気中での接合にも拘わらず、HIP 処理の場合のように三層構造にする必要がなく、最終的な空洞の内側の銅を除去する問題がなくなる。

9-2 爆発圧接

爆着は図 9.2.a 及び図 9.2.b に示すように縦姿勢で行う。中心に鋼の芯金を置き、その外側にニオブ管（溶接管）、更にその外側に銅管を配置する。銅管の外周に仕掛けた爆薬の上部から起爆して外側の銅管を駆動し、内側のニオブ管に衝突させて接合する方式である。

爆着クラッド管の設計寸法は外径 138mm、肉厚 2.5mm (0.5Nb+2Cu)、長さ 460mm である。管の爆着に於いても板の場合と同様に母材と合わせ材の間に間隙を設けるため、爆着前の管の寸法はニオブの外径 134 mm に対して銅管の内径は 136mm である。従って、間隙は半径で 1 mm である。

爆発力を受けた管が中心の芯金を締め付けて、芯金の取り外しが不可能になるのを防ぐために、ニオブと芯金の間に 5mm 程度の空間を設け、その空間に低融点合金（融点：70℃）を充填している。この低融点合金は爆着後に熱湯で溶かして除去する。また銅管の表面とニオブの表面には、それぞれ爆発による肌荒れ及び低融点合金の付着を避けるために保護のビニールテープを貼った。

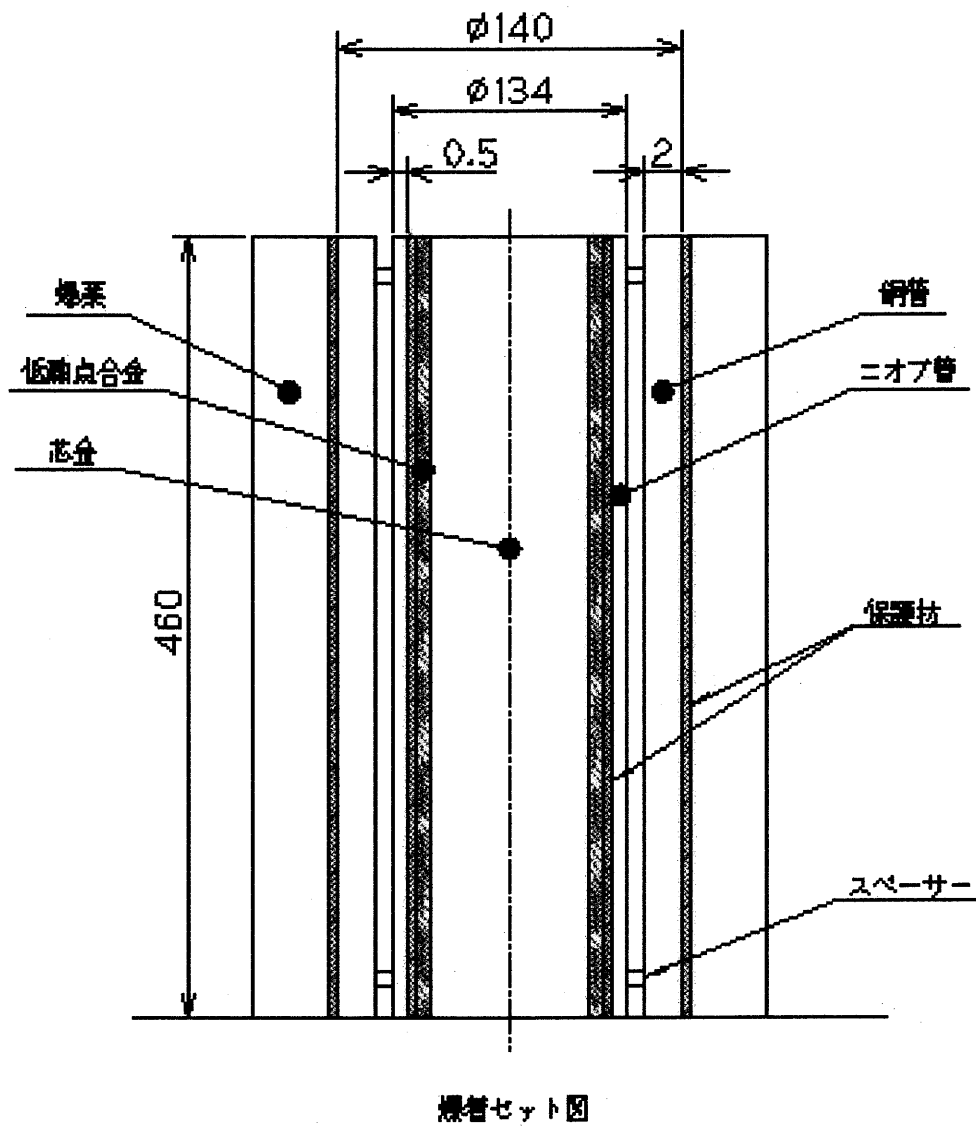


図 9.2.a 爆着のための管等のセット図

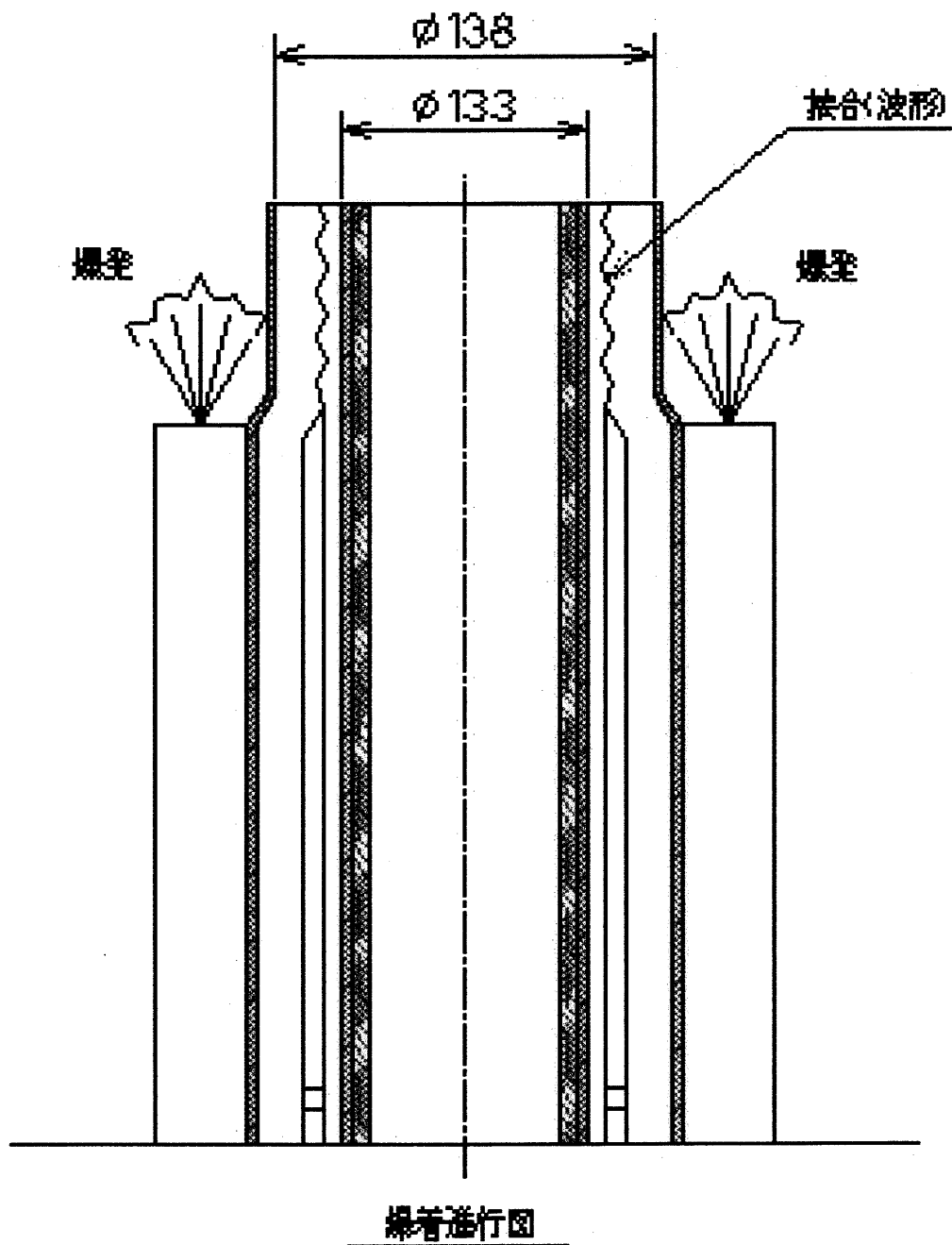


図 9.2.b 爆着進行図

9-3 爆着クラッド管の製品調査

今回 4 本の爆着クラッド管を試作した。爆着後の銅の外径をノギスで測定して表 9.1 に示した。管の中央部分の 0 度と 90 度の二方向を計測した結果、設計値の 138mm より 0.4mm~0.8 mm 程小さ目であった。これはニオブと芯金の間に入れた低融点合金が柔らかく、爆発力を完全に受け止められないために管がより多く中心軸の方向に押され、管の径が小さくなったと推定される。このことは表 9.1 に示すように、爆着後のクラッド管の厚みは素材の時の銅とニオブの厚みの和になっていて、爆着による管の肉厚の変化はないことから云える。なを表中の厚みは、クラッド管の中央部分の回転角 0 度、90 度、180 度、270 度の位置を超音波厚み計で測定した 4 点の平均値である。

表 9.1 爆着後のクラッド管の外径と厚み

管番号	22981-04		22981-05		22981-06		22981-07	
計測位置	0 度	90 度	0 度	90 度	0 度	90 度	0 度	90 度
外径[mm]	137.6	137.6	137.7	137.2	137.5	137.3	137.3	137.5
厚み[mm]	2.582		2.566		2.578		2.578	

爆着後の各管には外観的にはっきり判る何種類かの爆着欠陥があった。それらは、(1) 図 9.3 の写真で示すような、爆発による肌荒れを防ぐために銅の表面に貼った保護テープの継ぎ目が原因で生じた線状の窪みや低融点合金が直接ニオブと接しないために貼った保護テープの継ぎ目によるニオブ表面の線状痕。

(2) 爆着の際にニオブと銅の間にスペーサーや爆着土台の土砂等の異物を巻き込んだと思われるニオブ表面の隆起 (図 9.4)。(3) 低融点合金の注ぎ口部分で発生しているのため、表面に貼った保護材が溶けたかまたは保護材とニオブの間に低融点合金が入り込んだものと考えられるニオブ表面のケロイド状の肌荒れ (図 9.5)。(4) 爆薬の装填むらの場合に薄く柔らかい材料で起きると云われている、図 9.6 で示すような銅やニオブ表面のミミズ腫れ、等である。

(1) については保護材を変えて、例えばスプレー式の塗布の方法で解決できるかも知れない。(2) に対してはスペーサーを排出しやすいように工夫したり、異物の混入を避ける作業環境に改善することで防げる。(3) の改善には低融点合金の充填方法を検討する必要がある。(4) は爆着のメカニズムに拘わる問題であり解決には時間を要す。



(銅表面)



(ニオブ表面)

図 9.3 保護材の継ぎ目による表面の線状痕

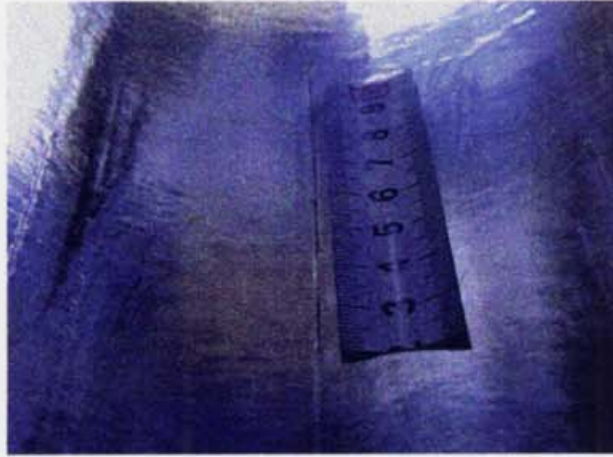


図 9.4 ニオブ表面の隆起

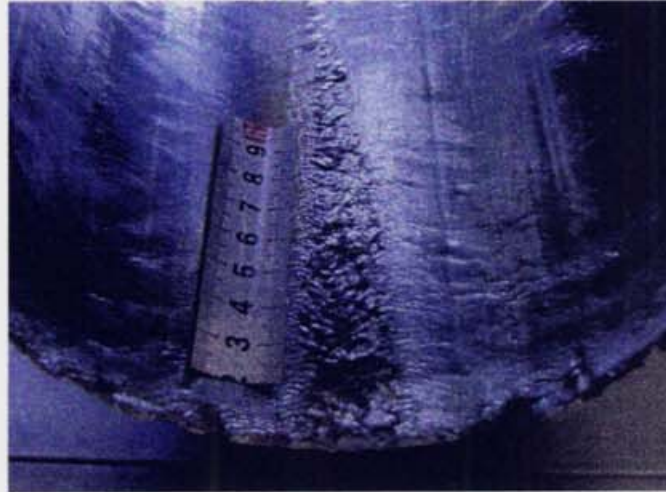


図 9.5 ニオブ表面の肌荒れ

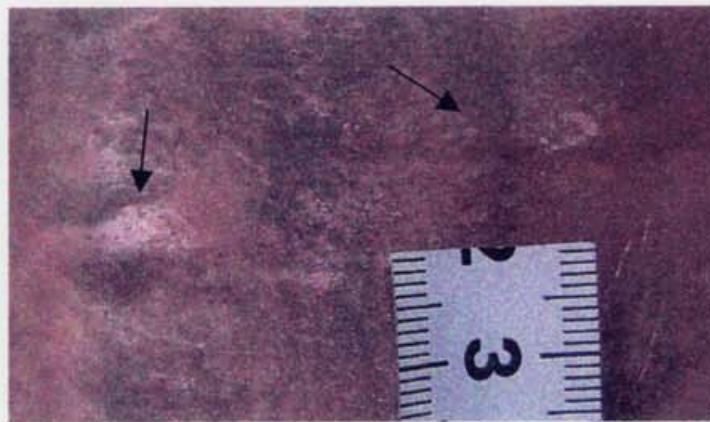


図 9.6 銅表面のミミズ腫れ

9-4 爆着接合法と HIP 接合法の比較

爆着接合法と HIP 接合法の相違点は、先ず HIP 接合が高温で長時間処理する熱間加工であるのに対して、爆着接合は爆着速度が非常に早い（数千 m/sec）ので、接合が一瞬のうちに完了して加工物に熱が伝わらない冷間加工である。このためニオブを銅で包んで材料劣化を防ぐ必要がなく、基本的には空洞用材本来のクラッド構造の二層構造で良い。このために、HIP クラッド材での空洞成型後の内側銅の除去作業が省ける。

また、爆着接合法では原理的に接合時の母材と合わせ材の間に約 1mm 程度の間隙を必要とするので、この結果、管形状の接合に於いては管同士を組み立てが楽になる。しかし反面、管の全周に亘って一定な間隙を保つために正確な管の真円度が要求される。間隙が無いとその部分は非接合を生じる。これに対して HIP 接合では管と管の間隙を大きくすると完全な接合が期待できないので、出来る限り間隙を少なくするために、管の径精度、偏肉差、真円度、真直度を考慮した上での管と管のはめ合わせ寸法の決定に苦勞する。

爆着接合法の欠点は起爆側と終爆側の約 50mm の範囲で非接合部が生じることである。従ってこの部分のニオブが無駄になる。表 9.2 に爆着接合法と HIP 接合法の比較をまとめた。

表 9.2 爆着接合法と HIP 接合法の比較

接合法	爆着接合	HIP 接合法
加工形式	冷間	熱間
ニオブの保護	不要	要
母材と合わせ材との間隙	必要 (1~2mm)	無い方が可 (0.5mm 以下)
非接合部	起爆側と終爆側の約 50mm 範囲、管軸方向	管軸方向
接合界面形状	波形	平坦
接合可能長さ	1000mm (真円度の良い、低融点合金の充填が必要な薄肉管の場合) 460 mm (真円度の悪い、薄肉管の場合)	~2000mm (HIP 装置の収納容積による)
加工管の寸法精度	径±0.5mm、 真直度 0.5mm/長さ	径±0.25mm、 真直度 0.25mm/長さ
芯金及び低融点合金	必要	不要

9-5 結 語

爆着クラッド管については、単空洞に適用するクラッド管の試作は行ったが、長尺管に伸管するための肉厚なクラッド素管の爆着試験は未だ行っていない。爆着の利点はニオブの保護を必要としないから三層構造でなくてもよい点である。また、ニオブ管と銅管の間に間隙を設けるから芯円度を確保すれば、管と管の組み立てが容易である。欠点としては、起爆側と終爆側で非接合部が生じ、この分のニオブ管が無駄になる。ニオブを無駄にしないためには両端にニオブの代わりにダミー管を溶接して接続すれば良いが、その分管の長さが増すから、限定された爆着可能長により有効長が短くなる。なお今回は爆着クラッド管の伸管試験には至らなかったが、今後管の爆着を完全なものにした上で、肉厚の爆着素管を引抜き法で伸管して長尺クラッド管を製作し、利点や問題点の抽出及び経済評価を行う必要がある。

[参考文献]

- [9-1] 恩沢忠男、爆発圧接（1）、メタルと火薬、No15、昭和48年2月、p8-p13
[9-2] 石井勇五郎、爆発圧接、メタルと火薬、No4、昭和44年8月、p3-p18

第 10 章 KEK のハイドロフォームクラッド空洞の製作

10-1 緒 言

この章では、KEK で独自に行っているハイドロフォーム法によるニオブと銅のクラッド空洞の製作について記述した。HIP 接合したクラッド素管を引き抜き法で伸管して長尺クラッド管を作り、これから材料取りした Cu/Nb/Cu クラッド管をハイドロフォームで BC-5 空洞を製作した。また、爆着 Nb/Cu クラッド管をハイドロフォームで BC-6 空洞を製作した。空洞の成型工程はクラッド管の両端をビームパイプの形状に成型する絞り加工と空洞形状に膨らますハイドロフォームから成る。以下にこれらの成型加工について述べる。

今回の空洞製作技術の基盤は以前行われた KEK と東芝（株）との共同研究により築かれたものである[10-1]。この共同研究では最終的に、引抜せずにハイドロフォームに適合するサイズの HIP クラッド管 (2mmCu/0.5Nb/1Cu) から BC-1 と BC-2 空洞を、また HIP 引抜きクラッド管 (2mmCu/0.5Nb/0.5Cu) から BC-3 と BC-4 空洞をスエージング絞りとハイドロフォーム法で完成させた。この時のビームパイプ径に絞る加工法として、外筒を固定した加工物に穴径の異なる数段階のダイスを、潤滑グリースを塗って、プレスで圧入して除々に絞るスエージング絞りを用いたが、ダイスに圧入する際の摩擦熱の発生と管端部の内径側銅のニオブからの剥離が生じた。このため、温度上昇や銅の保護がなくなったことによるニオブ材の劣化が懸念された。

10-2 絞り加工

空洞製作の第一工程は被加工管の両側にビームパイプを作るための絞り加工である。絞り加工の形状は加工管の径からテーパ状に細く絞り、その先きにビームパイプ径の直管部を形成する。図 10.1 に絞り形状の図面を示す。素管からビームパイプの直管部にかけての傾斜は管軸に対して約 30 度であり、ビームパイプ径に交わる一部分のみ約 60 度にしてある。これはこの部分の角度を大きくすることで、空洞型のアイリス部が被加工管をプレスする際、管の負荷点と空洞型の位置ずれなく安定にプレスを行うためである。

絞り加工には図 10.2 に示した回転成型機を用いた。これは先の東芝との共同研究の経験から、筆者が空洞成型を担当した（株）幸伸技研の協力を得て、絞り加工法の改善に向けた実験を行った結果である。この機械は加工物に回転

を与える主軸と、直交した 2 軸を NC 制御して移動する工具台で構成されている。主軸に直結したビームパイプの内径に相当する径のマンドレルに加工管を挿入し、同じく主軸に直結したクランパーで加工管を固定して、加工管とマンドレルに回転を与える。回転している加工管に、工具台に取り付けた成型ローラー（先端に半径 15 mm の丸みのある、直径 $\phi 240$ mm の円盤状のローラー）を押し当てるとともに、軸方向にローラーを移動させながら絞る。この方法はスピニングの一種で、マルチセルのための絞り加工にも適用できる。

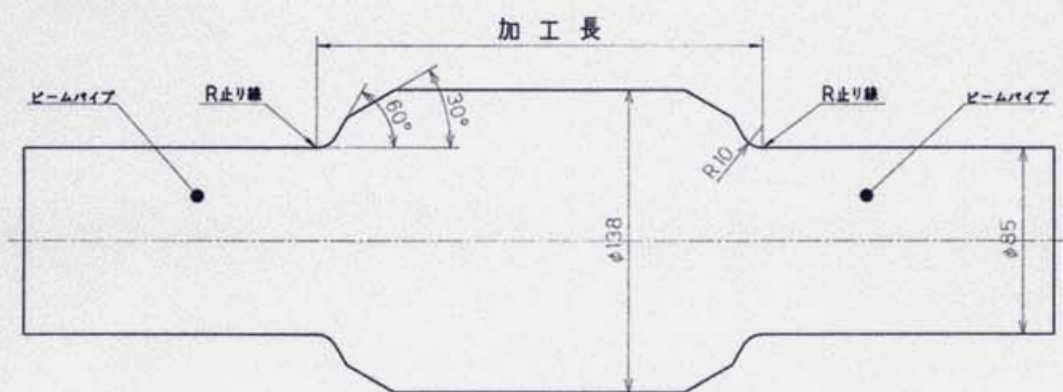


図 10.1 絞り形状

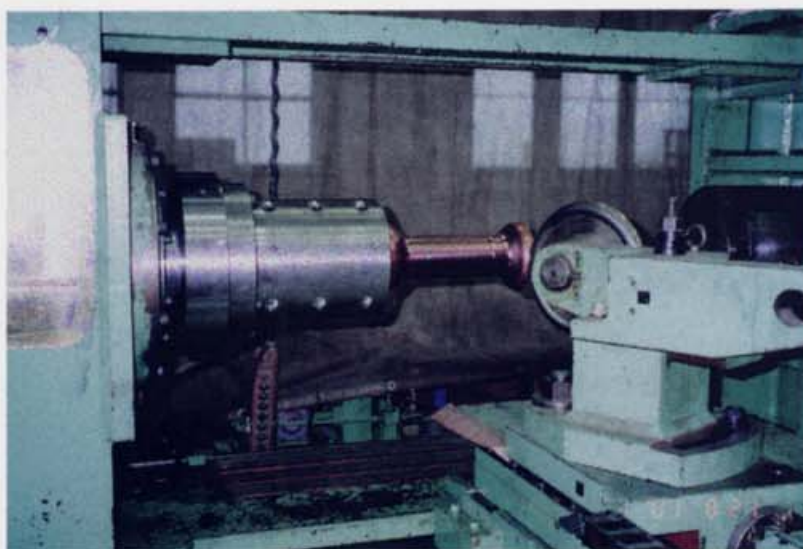


図 10.2 回転成型機

主軸の回転数は 750rpm.で、加工速度は 1~3mm/rev.である。この加工速度に於いて、外径φ138 mm からφ85 mm に絞るのに 7 往復 (14 パス回数) 要した。典型的なパス線図を図 10.3 に示した。絞り加工は無冷却で行うが、この加工条件では被加工管の温度上昇は約 70℃以下で、ニオブ材に対する温度の影響はないと考えられる。この絞り加工では素管が細くなり始まる部分が角ばり、これが原因で成型加工後の空洞内側に円周方向の筋が残るが、この筋をぼかす対策として、絞り加工の最初の工程でローラーを深く素管に食い込ませて深い丸溝を設けることで、溝の両側に丸みが付いてバルジ後の筋の尖りを減少できた。図 10.4 に絞り加工を施した製品を示す。

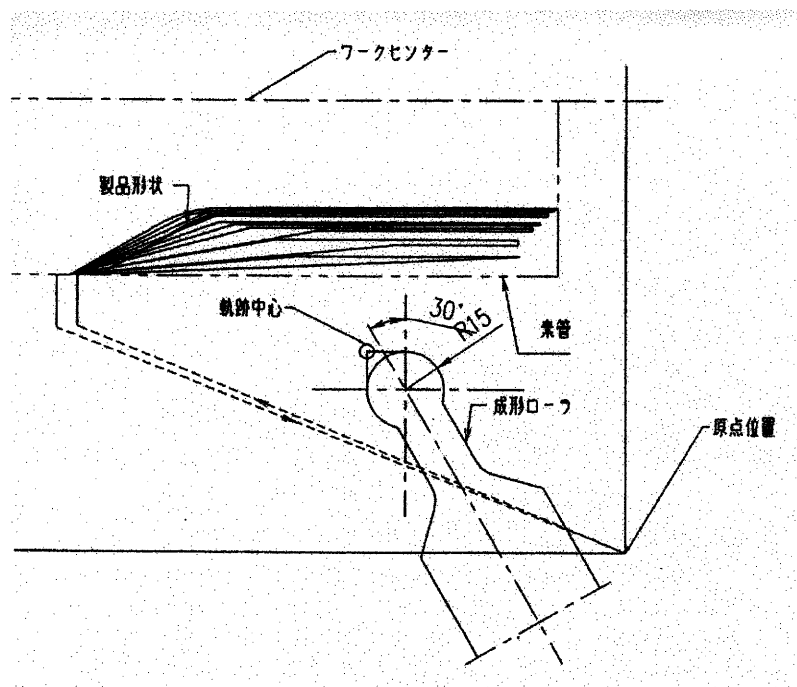


図 10.3 絞り加工パス線図

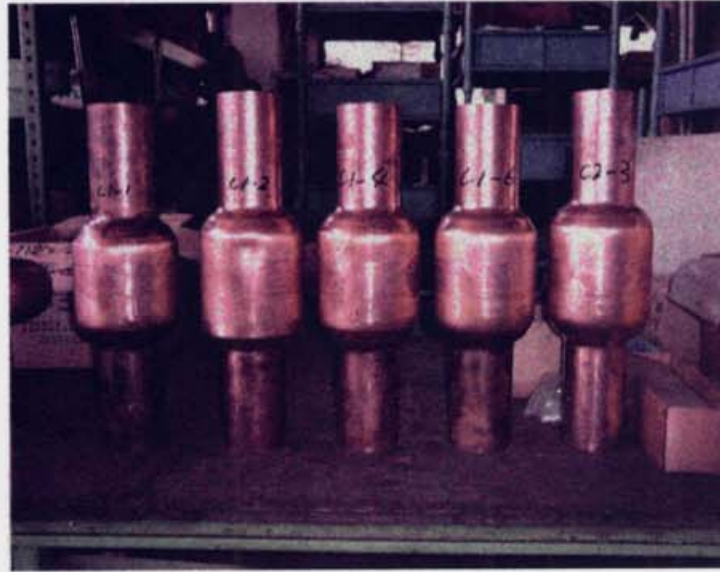


図 10.4 回転絞り加工品

10-3 ハイドロフォーム

ハイドロフォームには最大推力 160ton の門型プレス (図 10.5) と最大圧力 $205\text{kg}/\text{cmm}^2$ の油圧発生装置 (図 10.6) を用いた。プレス下側の固定テーブルと上側の可動テーブルにそれぞれ配置したハーフセル空洞形状の型と型の間、絞り加工後に熱処理を施した被加工管を挿入して、この管のビームパイプと傾斜部が交わる箇所に空洞型のアイリス部分を突き当てて、上側の型を下降させて管軸方向をプレスして材料を型の内壁に向けて流すとともに、油圧で管内を加圧して張り出させる。膨らんだ管の外側は空洞型の内壁に倣わされて成型加工が行われる。管内の加圧やプレス可動の操作は手動である。そして、管内の圧力とプレス圧力及び可動側 (上側) の型の移動距離、赤道部の張出し量が計測され、パソコンに取り込まれる。各データは時間軸を共通にしてパソコン上にグラフ表示される。この装置は負荷時のプレス下降速度は一定で $6\text{mm}/\text{sec}$ である。空洞型 (図 10.7) は筆者の設計によるもので、各々が軸対象に 2 分割できる上下 2 個のハーフセル型から成る。完成した空洞を容易に取り出せるように各ハーフセル型は半割り構造とした。半割り構造のハーフセル型は、合わせ目を機械加工した 2 個の鋼材ブロックを突き合わせてボルト固して、これを NC 旋盤で空洞形状曲線を加工した。この方式は空洞形状曲線を仕上げしてから 2 分割にしないので、空洞曲線の精度がくずれない。半割り構造のハーフセル

型は位置決めノックピンを用いて、脱着の際の位置の再現性を確保している。
ハイドロフォーム中の写真を図 10.8 に示す。

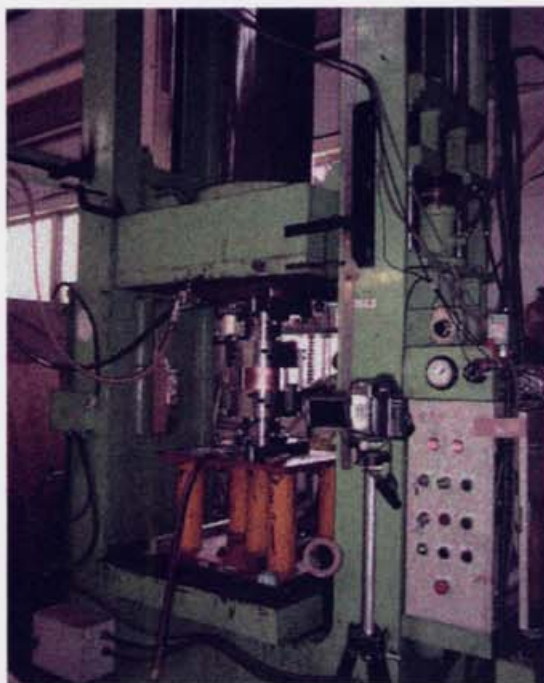


図 10.5 門型プレス (最大推力 160ton)



図 10.6 油圧発生装置 (最大圧力 205kg/cmm²)

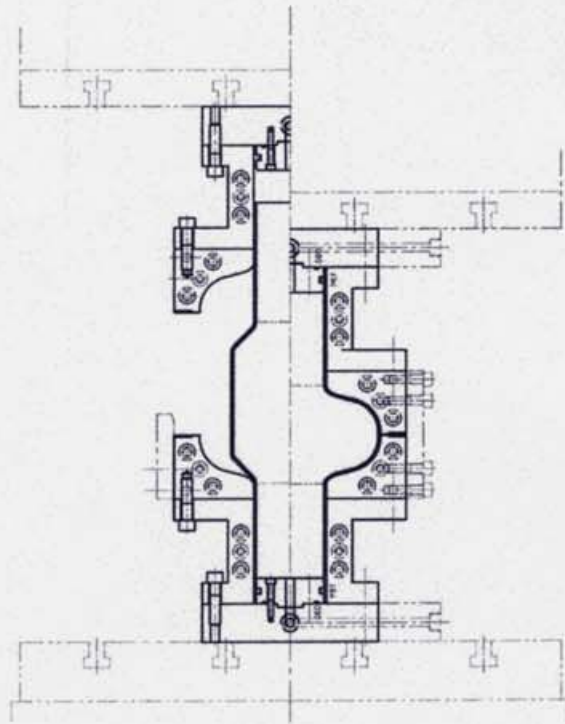


図 10.7 成型前（左）と成型後（右）の空洞型図

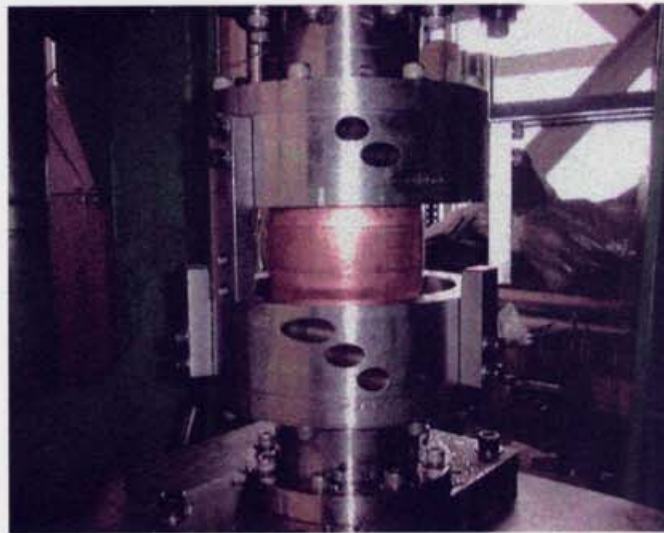


図 10.8 ハイドロフォーム加工

主なハイドロフォームの加工条件は加工長（図 10.1 参照）と管内の油圧である。加工長が長過ぎると、上下の空洞型が閉じる以前に赤道部の張り出し量が型の径より大きくなり、空洞型の径から外にはみ出した余肉が型と型の間で挟まれる（図 10.9）。逆に加工長が短いと極度に減肉した赤道部が破裂（バースト）する。バーストする原因は加工長が短い他に、管内に加える油圧が高い場合や接合欠陥、極度な偏肉、材料の強度低下等のクラッド管の欠陥である（図 10.10）。またバルジ圧力が足りない場合は赤道部で座屈を生じる（図 10.11）。更に、上下の型が密着した後の管内の増圧の度合により、被加工物と型との密着度の相違から、成型した空洞の形状精度に差が生じる。

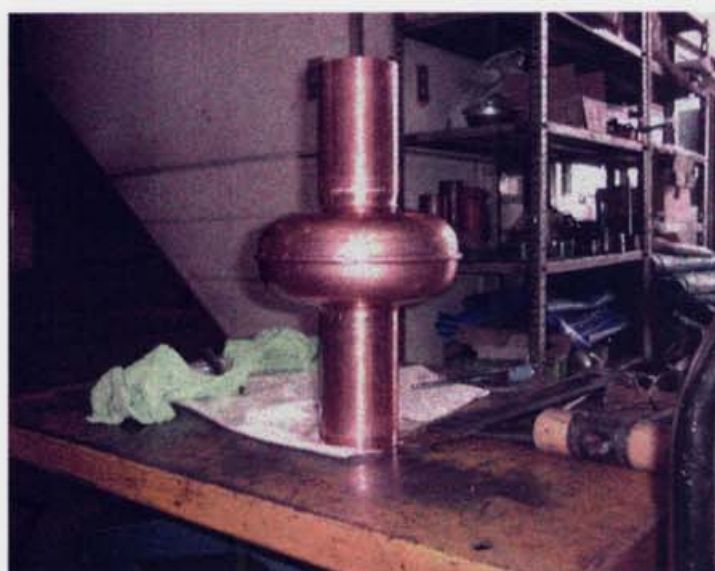


図 10.9 型間に挟まれた赤道部



図 10.10 成型途中でパースト



図 10.11 赤道部の座屈

10-4 銅管の hidroフォーム試験

ニオブと銅のクラッド管による空洞製作に先立ち、hidroフォームの加工条件を見つけるために銅管による空洞のhidroフォーム成型試験を行った。この試験では図 10.12 に示すような単空洞を成型することを目的とした。

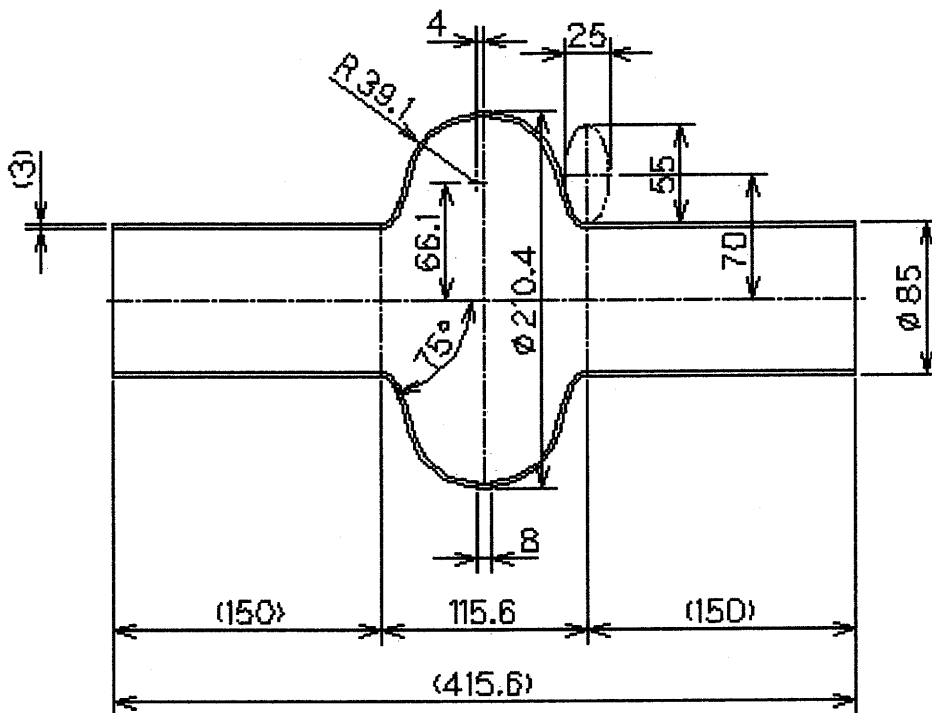


図 10.12 Lバンド単空洞 (1,300MHz) の外形寸法

銅の素管は無酸素銅 (C1020) で、形状はHIP接合のCu/Nb/Cuクラッド管と同形の外径 ϕ 138 mm \times 肉厚3 mm \times 長さ470 mmである。ハイドロフォーム試験には数種類の加工長の異なる絞り加工銅管を使用した。絞り加工銅管はハイドロフォーム成型の前に真空炉で500度で2時間の熱処理を施した。ここでは減肉を少なくするような可能な限り長い加工長を見い出すために、加工長と管の内圧を変化させて成型状態の良否を調べた。また、上下の型が密着して閉じた後の管の内圧の増圧の割合による空洞形状の仕上がり状態を三次元測定器で計測した。

銅管のハイドロフォーム手順は次の通りである。

- (1) 絞り加工後にアニールした被加工管をプレス上下の型の間に入挿。(プレスを寸動下降し、型のアイリス部を管の絞り肩に突き当てる)
- (2) 被加工管に油(油圧作動油: ISO-VG46)を充填する。(空洞型と被加工管の間はOリングでシール)
- (3) 被加工管内の圧力を80kg/cm²に増圧。(銅管での予備調査で、管内圧力50

kg/cm² で銅管が膨らみ始め、管内圧力 70 kg/cm² の管をプレスして座屈が起きたことから、今回の初期管内圧力を 80kg/cm² に設定)

- (4) プレス下降。(型で管を軸方向に圧縮)
- (5) 上下の型が密着した後、管内の圧力を増圧。(最大 200kg/cm²、数秒保持)
- (6) 空洞内の油を抜く。(圧搾空気を吹き込んで油を除去する)
- (7) プレスを上昇して型から加工品を取り外す。

また、加工長の長い管に対する成型試験では、過度な膨らみを制御するために、(4) と (5) の工程の間でプレス下降を一旦停止して管内の圧力を減圧した後、再びプレス下降を再起動する工程を追加した。

試験条件と成型手順及びその結果をまとめて表 10.1 に示す。

表 10.1 銅管のハイドロフォーム試験 (その 1)

被加工管番号 (材質)	C1-5 (銅)	C2-1 (銅)	C1-3 (銅)	C1-7 (銅)	C1-6 (銅)	C1-4 (銅)
加工長 [mm]	182	198	193	182	193	193
絞り加工後アニール	500℃ 2 時間	500℃ 2 時間	500℃ 2 時間	500℃ 2 時間	500℃ 2 時間	500℃ 2 時間
管内圧 (1) [kg/cm ²]	80	80	80	80	80	80
プレス (1)	下降	下降	下降	下降	下降	下降
上下の型の間隔 [mm]	密着	10 挟まれ	10 挟まれ	密着	30 下降止	5 下降止
管内圧 (2) [kg/cm ²] 保持時間、状態	140 5 秒			200 5 秒	50 減圧	70 減圧
プレス (2)					下降	下降
上下の型の間隔 [mm]					密着	密着
管内圧 (3) [kg/cm ²] 保持時間					200 10 秒	200 10 秒
成型結果	良	不良	不良	良	不良	不良
不良状態 (赤道部形状)		凹凸	凹凸		凹	小さな凹凸
平均赤道部厚み (mm)	2.19		2.33	2.33		2.35
平均素管厚み (mm)	2.98	2.99	2.98	2.98	2.99	2.98

管内圧力が 80 kg/cm² で、加工長が 182mm の C1-5 と C1-7 が成型に成功した。成型された C1-7 の写真を図 10.13 に示す。193mm 以上の加工長の C2-1 と C1-3 は上下の型が約 10mm に接近した時点で型の径以上に膨らみ過ぎた。この結果、余肉が上下の型間に挟まれた。加工長が長いために挟まれた C1-3 と同じ加工長の C1-6 と C1-4 に対しては、過度な膨らみを抑えるためにプレスの下降を途中で停止して管内の圧を減圧し、減圧した状態でプレス下降を再開する操作を試みた。管内の圧を C1-6 は 50kg/cm² に、また C1-4 は

70kg/cm² に減圧した結果、両方とも過度な膨らみは抑えられたが赤道部の周囲に凹みや出っ張りを生じて正しい成型はできなかった。しかし C1-4 は赤道部の周囲に生じた凹と凸の幅は 5mm で高低差も小さく、他の不良品の凹凸幅（10mm～30mm）に比べて小さかった。

図 10.12 に示したセル部の体積に等しい加工長は約 221.2mm であるが、この値を参考にして銅管の加工長を約 210mm にして以前行った予備テストでは、加工長が長過ぎて成型できなかった。この時は径の膨らみにより周長の増加とともに生じる肉厚の減少を見込んでいなかった。今回、肉厚減少分を考慮して加工長を短くして（198mm～182mm）成型試験を行った。径の増加による肉厚減少は、肉厚の 3mm 加工管の赤道部に刻んだ 10mm×10mm の升目の成型後の変化とその部分の超音波厚み計による厚みの測定値 2.3mm から確認した。成型前の升目の体積は、 $10\text{mm} \times 10\text{mm} \times 3\text{mm} = 300\text{mm}^3$ で、これに対して成型後では、 8.8mm （軸方向） $\times 15.6\text{mm}$ （周方向） $\times 2.2\text{mm}$ （厚み） $= 302\text{mm}^3$ 、で体積は殆ど変化していない。このことから、軸方向の材料の流れはあるが、周方向は引っ張り伸ばされるだけで、その分肉厚減少が生じる。従って、適切な肉厚の減少量を見込んで加工長を決めるのが望ましい。ここで、成型に成功した C1-7 空洞の半セル部（赤道部肉厚 2.3mm、赤道部とアイリス部の中間点の肉厚 2.65 mm、アイリス部肉厚 3mm、）の体積（ 113.24cm^3 ）が加工長の 1/2 に等しいとして計算した加工長は 182 mm である。



図 10.13 正常に成型された外観（C1-7）

表 10.2 銅管のハイドロフォーム試験（その 2）

被加工管番号 (材質)	C3-1 (銅)	C3-2 (銅)	C3-3 (銅)
加工長 [mm]	187	184	183
絞り加工後アニール	500℃2 時間	500℃2 時間	無
管内圧 (1) [kg/cm ²]	80	80	80-95
プレス	下降	下降	下降
上下型間隔 [mm]	密着	密着	密着
管内圧 (2) [kg/cm ²]	200	200	157
保持時間、状態	4 秒	5 秒	バースト
成型結果	良	良	不良
不良状態 (赤道部形状)			三段腹 バースト (中段)
平均赤道部厚み [mm]	2.32	2.30	
平均素管厚み [mm]	3.03	3.00	3.03

表 10.2 に絞り加工後のアニールの有無、及び加工長の異なる銅管のハイドロフォーム試験の結果を示す。先の表 10.1 で示したように、アニールを施した加工長 182mm の銅管 (C1-5 及び C1-7) のバルジ成型は成功したが、ほぼ同じ加工長 183mm の銅管でもアニールを省いた場合はバーストした (C3-3)。また加工長を 183mm から 187mm に増やしたアニール管はハイドロフォーム加工ができた。銅管によるハイドロフォーム成型の実験から、ハイドロフォーム前の熱処理が必要なことと、加工長を 183mm から 187mm の間に絞り加工して、管の内圧を 80kg/cm² で成型すれば空洞が製作できることが確認された。

図 10.14 と図 10.15 にそれぞれ C1-7 と C1-5 の三次元測定器で計測した空洞形状の成型精度を示す。表 10.1 で示したように C1-7 は上下の型が密着した後、200 kg/cm² の管内圧で 5 秒間保持したもので、また C1-5 は 140kg/cm² で 5 秒間保持したものである。両図の比較から判るように管の内圧の高い方が被加工物と型の密着性が良く、設計曲線 (青) からのずれが少ない測定結果である。最大ずれの量は C1-7 は約 0.25mm で、C1-5 が約 0.83mm である。また C1-7 と C1-5 の赤道部での真円度 (最大直径と最小直径の差) はそれぞれ 0.18mm 及び 0.11mm であった。横軸 (X 軸) は空洞軸の方向で、縦軸 (Y 軸) は径方向を示す。図の右下の縦線の長さが 1mm に相当する。

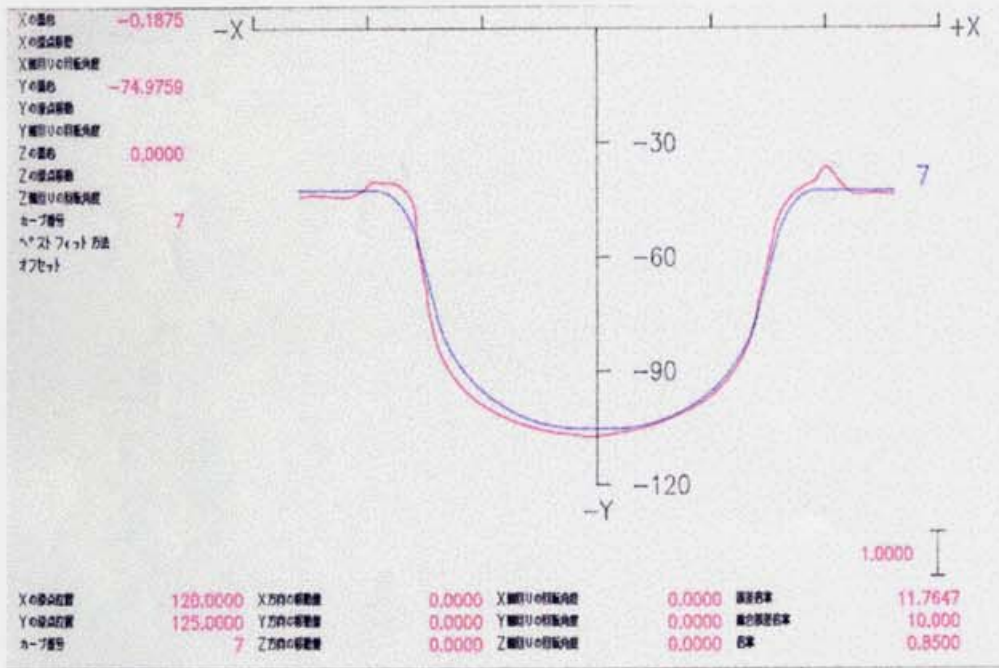


図 10.14 C1-7 の設計曲線からのずれ

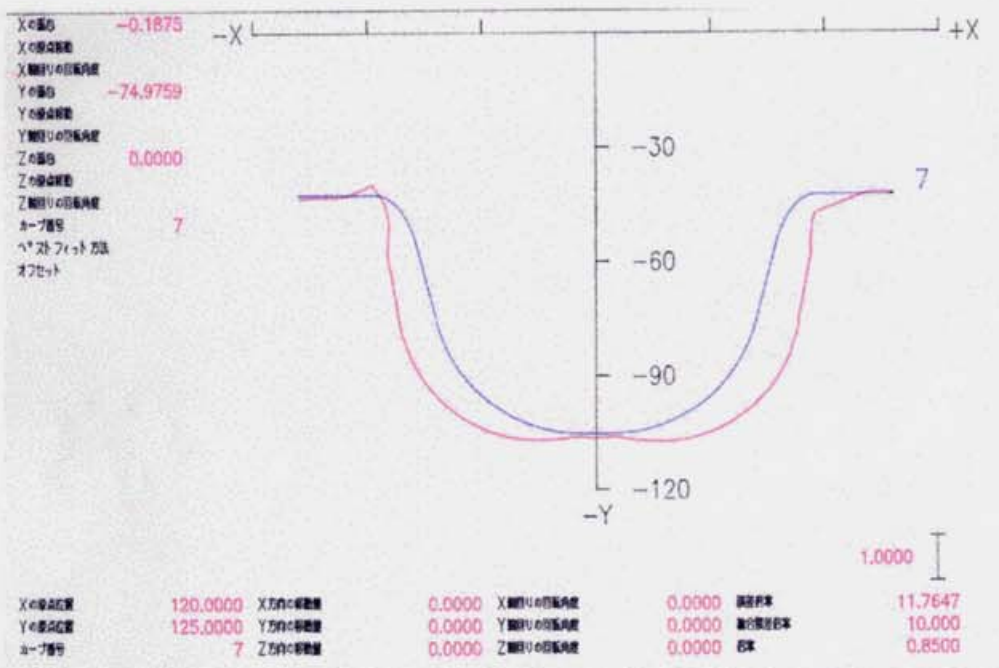


図 10.15 C1-5 の設計曲線からのずれ

10-5 クラッド管のハイドロフォーム

銅管によるハイドロフォーム試験の結果を基にクラッド管の成型条件を設定して、爆着クラッド管（外径 138mm、内径 133 mm、肉厚 $0.5\text{Nb}+2\text{Cu}=2.5$ ）と HIP 接合クラッド管（外径 138mm、内径 132 mm、肉厚 $\text{Cu}2+0.5\text{Nb}+0.5\text{Cu}=3$ ）の成型を行った。加工長は銅管の場合に 182mm~187mm で成型可能であったので、クラッド管の場合もこれに準じて加工長を 185mm に設定した。しかし今回使用した回転成型機には正確に加工長を決める装置が設備されてなく、片側を仕上げた後に反転してもう一方の絞りを行う際の加工起点の位置出し精度が悪いため、加工長は $185\pm 3\text{mm}$ の範囲で加工された。表 10.3 にクラッド管の成型条件と手順の一覧を示す。

表 10.3 クラッド管のハイドロフォーム

被加工管番号 (クラッド法) (材質)	ENC-1 (爆着) (Nb/Cu)	22981-04 (爆着) (Nb/Cu)	22981-05 (爆着) (Nb/Cu)	22981-06 (爆着) (Nb/Cu)	22981-07 (爆着) (Nb/Cu)	2-4 (HIP) (Cu/Nb/Cu)
加工長 [mm]	188	184	186	186	188	187
絞り加工後アニール	500℃ 2時間	500℃ 2時間	500℃ 2時間	500℃ 2時間	500℃ 2時間	500℃ 2時間
管内圧 (1) [kg/cm ²]	78.5-73.4	70	65	71	75	80
プレス (1)	下降	下降	下降	下降	下降	下降
上下の型の間隔 [mm]	密着	密着	15 下降止	15 下降止	20 下降止	27 下降止
中間アニール	無	無	750℃3時間	750℃3時間	750℃3時間	750℃3時間
管内圧 (2) [kg/cm ²] 状態	76.5 パースト	130 パースト	(40 整形) 70	(56 整形) 70	(40 整形) 70	(58 整形) 60
プレス (2)			下降	下降	下降	下降
上下の型の間隔 [mm]			密着直前 パースト	密着	ほぼ密着	密着
管内圧 (3) [kg/cm ²] 保持時間				205 10 秒	205 10 秒	205 10 秒
成型結果	不良	不良	不良	良	不良	良
不良状態 (赤道部形状)	パースト 溶接シーム	パースト 爆着欠陥	パースト 爆着欠陥		挟まれ 半周部分	
平均赤道部厚み (mm)		1.98		1.86		2.17
平均素管厚み (mm)		2.58	2.57	2.58	2.58	3.00

銅の成型手順を適用して爆着クラッド管（ENC-1 及び 22981-04）を成型した結果パーストした。なをこの管は肉厚が 2.5mm で銅管の 3mm より 0.5mm 薄いので、初期の管内の圧力は銅の時より低く設定した。パーストの場所は

ENC-1 についてはニオブの溶接シーム部（図 10.16）で、22981-04 の管は爆着の際に外側の銅表面を保護するために管軸に沿って貼付けた保護テープの継ぎ目が原因して表面が筋状に肌荒れしている部分（管軸に沿った幅約 1mm、深さ 0.1mm 程度のあばた状の窪み）（図 10.17）であった。



図 10.16 溶接シームに於けるバースト（ENC-1）



図 10.17 爆着欠陥によるバースト（22981-04）

今回の HIP 接合及び爆着クラッド管の製作試験では、経済的な観点からニオブの溶接管を用い、これによる空洞性能への影響を調べることを実験のテーマの一つとした。溶接管ニオブの溶接シーム部分に変質やアンダーカット等で、全く母材の状態と同じでない部分が存在し、いわゆる溶接欠陥となり得る。HIP 接合の素管を引抜き法で伸管したクラッド管から、ハイドロフォームで製作した空洞の銅を硝酸で溶解除去して裸にしたニオブの溶接箇所から亀裂が発見された実例がある。この様子を図 10.18 に示す。また、この部分をマイクロスコop (100 倍率) で観察した写真を図 10.19 に示す。



図 10.18 BC-4 空洞の溶接シームの亀裂 (○印)

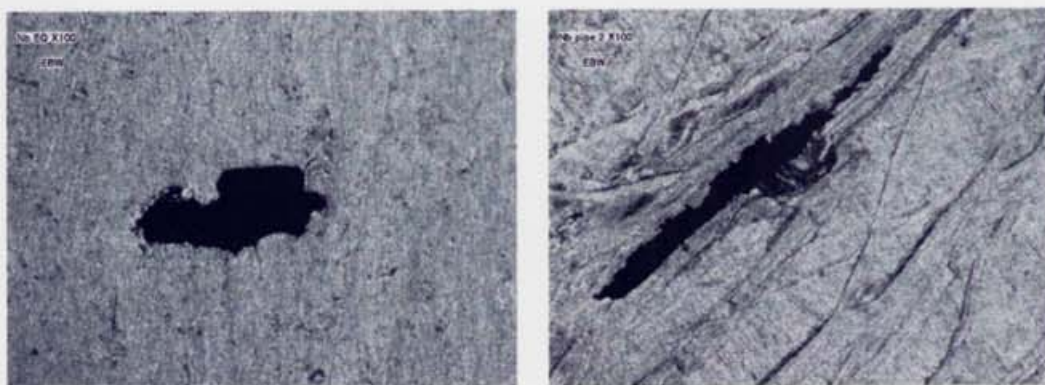


図 10.19 溶接部の亀裂 (左側は赤道部、右側はビームパイプ部)

溶接部に亀裂を生じなくても、溶接シームの部分は他の部分より面が粗い。そして、ヒビ割れのような線状痕が多く見られる。これらを滑らかな面に仕上げるためにはかなりの機械研磨を要する。そして多量研磨により溶接部分のニオブは増々極薄になる。従ってニオブ管を溶接する際には、段差の少ない滑らかなビートに仕上がる溶接条件を見つける必要がある。爆着クラッド管から空洞に成型した表面無処理のニオブ面のマイクロ스코プ（100 倍率）の写真を図 10.20 と図 10.21 に示す。

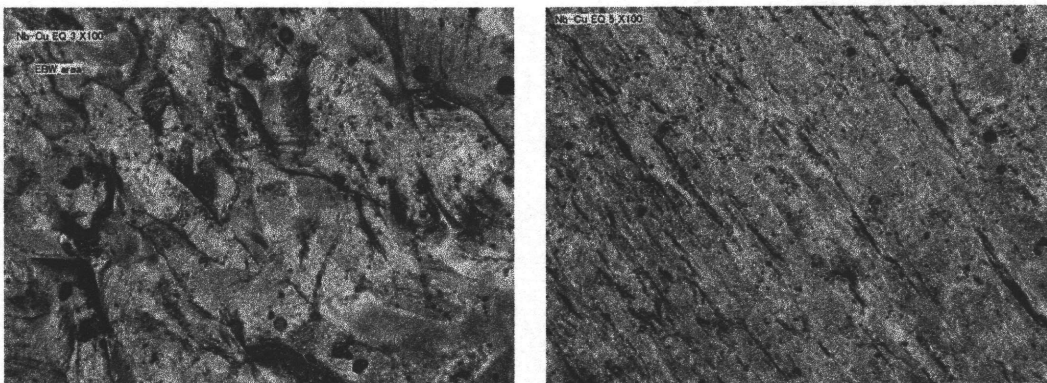


図 10.20 赤道部のニオブ面（左側は溶接部、右側はその他の部分）

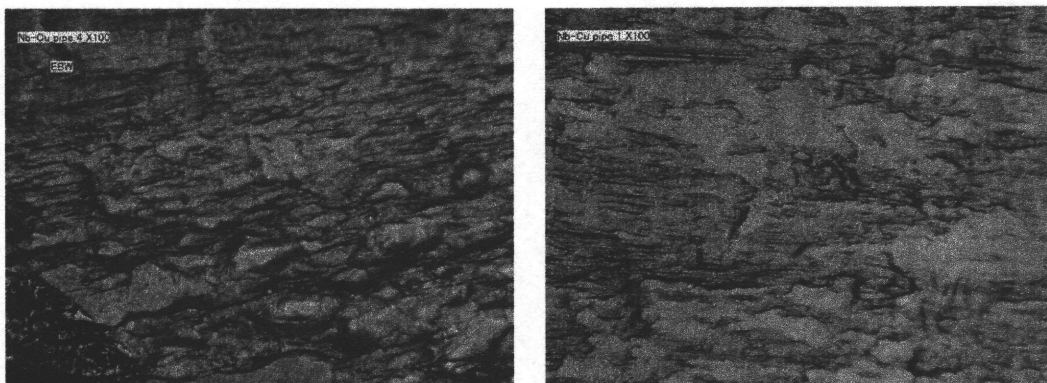
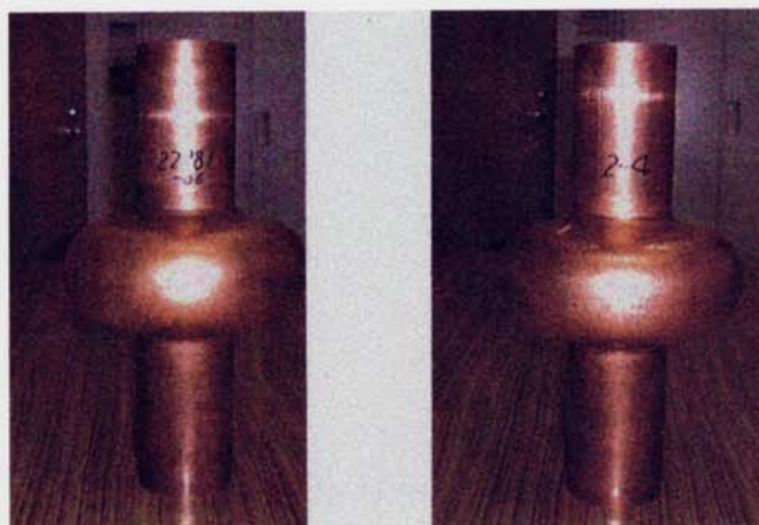


図 10.21 ビームパイプ部のニオブ面（左側は溶接部、右側はその他の部分）

ENC-1 は管内の圧力が 76.5kg/cm^2 、半径の増加量（膨らみの量）は 28.64mm （レーザーセンサーで膨らみ量を測定）でバーストしたが、この時

の減肉した赤道部の肉厚を約 2 mm とすると、たが張り応力は 3653kg/cm² となり、500℃でアニールしたクラッド材の引張り強さの値 (2400 kg/cm²) を超えている。また赤道部に於ける周長の伸びは 41.5%で、爆着クラッド材の伸びの測定例 (第 11 章の図 11.7) の値 (44~52%) に達していないが、バースト位置が溶接シームであることから、溶接欠陥かあるいはシーム部の伸びの値が小さかったと思われる。

これらのことを考慮して表 10.3 の 4 列目以降に示した 4 本のクラッド管 (22981-05、22981-06、22981-07、2-4) に対しては、ENC-1 がバーストした時のたが張り応力 (3653kg/cm²) 以下の値になるような管内圧と、40% 以下の伸びの範囲で hidroフォーム加工を行うために、第一段階の成型では半径の膨らみ量を 23mm に抑え、この段階で中間アニールを施してから第二段階の hidroフォーム成型を行うような二段階成型の方法を採用した。この中間アニールはニオブの軟化を目的として 750℃で 3 時間行った。この結果 22981-06 と 2-4 のクラッド管が空洞の形に成型できた (図 10.22)。



(爆着材、22981-06)

(HIP 材、2-4)

図 10.22 hidroフォーム完成品

22981-06 のクラッド管の成型操作は、500℃で 2 時間の熱処理を施した管に 71kg/cm² のバルジ圧を加圧するとともにプレスを下降し、約半分成型したところでプレス下降を止め、管内の圧力を抜いて第一段階の成型を終了した。

この時点で赤道部の周長の伸びは 33.3%で、たが張り応力は 3195 kg/cm² である。伸びに対しては未だ余裕があるが、たが張り応力については限界である。中間アニールを施した後の第二段階の成型では、第一段階終了時の上下の型間距離 (15mm) に被加工管をセットし、先ず管の凹みをなくし全面を膨らんだ状態の形に整えて、膨らみの方向付けを行うために、膨らみ出す最小の管内圧 (56kg/cm²) で整形した。全面が膨らんだ時点で管内圧を 70kg/cm² に増圧するとともにプレスを下降した。この状態では伸びが 14.4%で、たが張り応力は 3612 kg/cm² である。たが張り応力の値はパースト時のものに近いが、既に膨らんだ加工物が型に密着して伸びが抑えられているのでパーストはしない。上下の型が密着してから更に管内の圧力を 205kg/cm² (最大能力圧力) に増圧して約 10 秒間保持した。

また、HIP クラッド管 (2-4) は肉厚が爆着クラッド管より厚いので初期の管内圧を 80kg/cm² に設定し、同様な二段階の成型で空洞の加工ができた (図 10.22 の右側)。この時の成型データー線図 (管内圧=バルジ圧、プレス圧=成型圧、上側の型の下降距離、クラッド管の赤道部での膨らみ量) を図 10.23a (第一段階成型) と図 10.23b (第二段階成型) に示す。各データー曲線は横軸の時間軸を共通にして示されている。

第一段階の成型では、約 80kg/cm² の内圧をクラッド管にかけて、最大約 22ton のプレス圧でクラッド管を圧縮して上側の型をほぼ 37mm 下降 (上下の型の間隔 27mm) し、クラッド管を半径約 26.4mm 膨らませた。ここで中断し、750℃×3 時間の真空熱処理を施した後、第二段階の成型を行った。

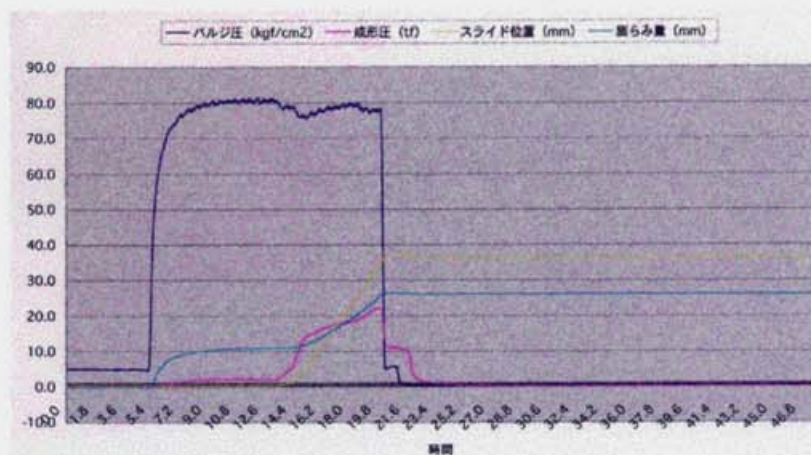


図 10.23a 第一段階の成型データー曲線

第二段階の成型では中間アニール後に、第一段階終了時の状態に再現してセットし、赤道部の凹みを約 58kg/cm^2 の管内圧で張出させ、赤道部の全周がほぼ丸くなるように形を整え、その後 $60\sim 70\text{kg/cm}^2$ の管内圧を加えると共にプレスを下降して上下の型を密着させた。密着後、管の内圧を 205kg/cm^2 に増圧して型に馴染ませた。

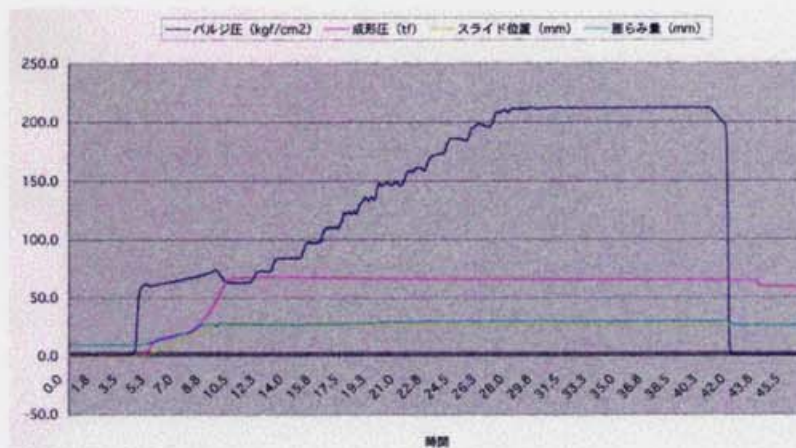


図 10.23b 第二段階の成型データー曲線



図 10.24 爆着欠陥によるバースト

爆着クラッド管 (22981-05) は中間アニール後の第二段階の成型中、型と型が密着する直前に管内圧 70 kg/cm² でバーストした。バーストの原因は非接合部と判断される爆着欠陥の部分があり、ニオブの剥離やウロコ状の肌荒れが起きている (図 10.24)。この爆着欠陥は第 9 章の図 9.5 で示したのと同じ状態のものである。

また加工長の比較的長いクラッド管 (22981-07) はほんの僅かであるが、赤道部周囲の約半周分が型間にはさまれた (図 10.25)。加工長が 187mm のものまでは成型が可能であることから、加工長の上限は 187mm であり、挟まれたものの加工長は 188mm で長過ぎた結果である。



図 10.25 赤道部の右側半周分が型に挟まれた状態

ハイドロフォーム成型で空洞形状にした後に、ビームパイプの長さ決めとフランジをしっかりとめ込むための旋盤加工を行う。フランジをはめ込む部分の切削はフランジの銅ロー付けを完璧に行うため、ニオブが剥き出しにならないように銅を残す状態で削る。フランジとビームパイプは電子ビーム溶接機を用いて銅ロー付け溶接で接続する (図 10.26)。この溶接方法は KEK で開発した新しい方式でニオブ材に代えて安価なステンレス材のフランジが使用できる。また銅ローは無酸素銅である。フランジの溶接後、フランジ面を平滑にするとともに面が空洞軸に垂直になるように旋盤で仕上げて空洞が完成される。

図 10.27 にフランジを銅ロー付けして完成した BC-5 と BC-6 空洞を示す。

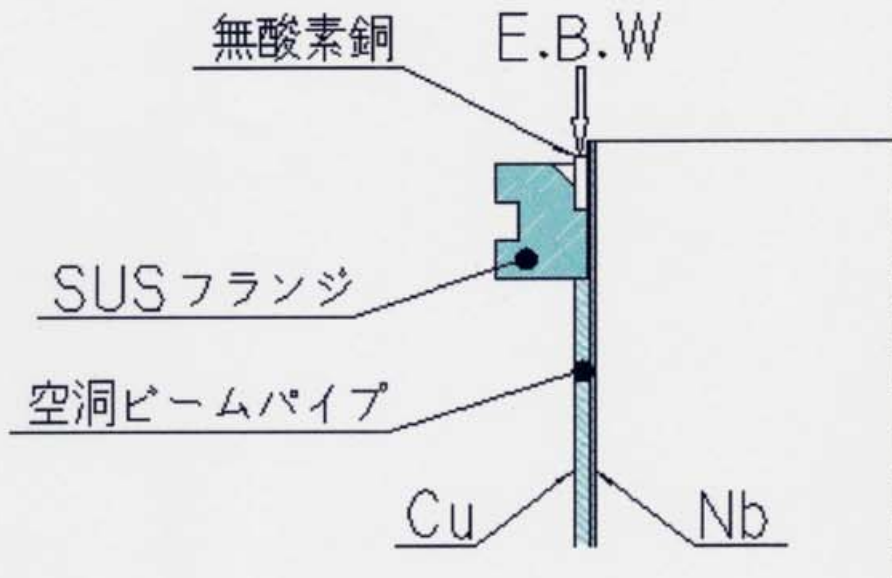


図 10.26 フランジの銅ロー付け



図 10.27 完成した BC-5 空洞 (右) と BC-6 空洞 (左)

10-5-1 空洞形状の製作誤差

ハイドロフォーム法による空洞の製作は、設計形状の基準が空洞の内側であるのに対し、空洞の外側を基準として加工する方法である。従って、成型した外側の形状が正確に内側に反映する必要がある。このためには被加工管の外面が基準の空洞型へ正確に倣うように、隙間なく完全に型に密着することと、成型された空洞の肉厚分布が均一になることが製作誤差をなくす条件である。このうち、加工管の基準型への密着度は管の内圧の強さと管材料の様な成型性を考慮すればよい。しかし肉厚の均一性については図 10.28 に示すように、ハイドロフォーム法では膨らみ量が最大となる赤道部で大きく減肉し、赤道部からアイリスに向かって減肉の度合いは連続的に減少する。従って赤道部からアイリスに亘って減肉量を調べて、その分を空洞型の設計の際に補正する必要がある。図 10.29 に、ここでの空洞製作で求めた赤道部に於ける径の増加と減肉の関係を示す。この結果では赤道部の径が 10mm 増すと、その肉厚が約 0.1mm 減少する。

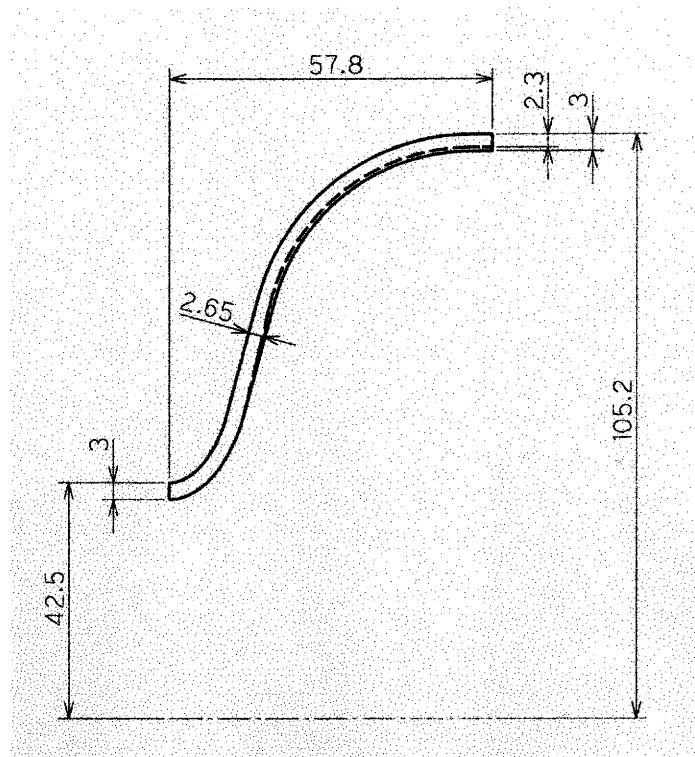


図 10.28 ハイドロフォーム法による赤道部の減肉
(肉厚 3mm の銅管を成型して赤道部の肉厚が 2.3mm に減少した例)

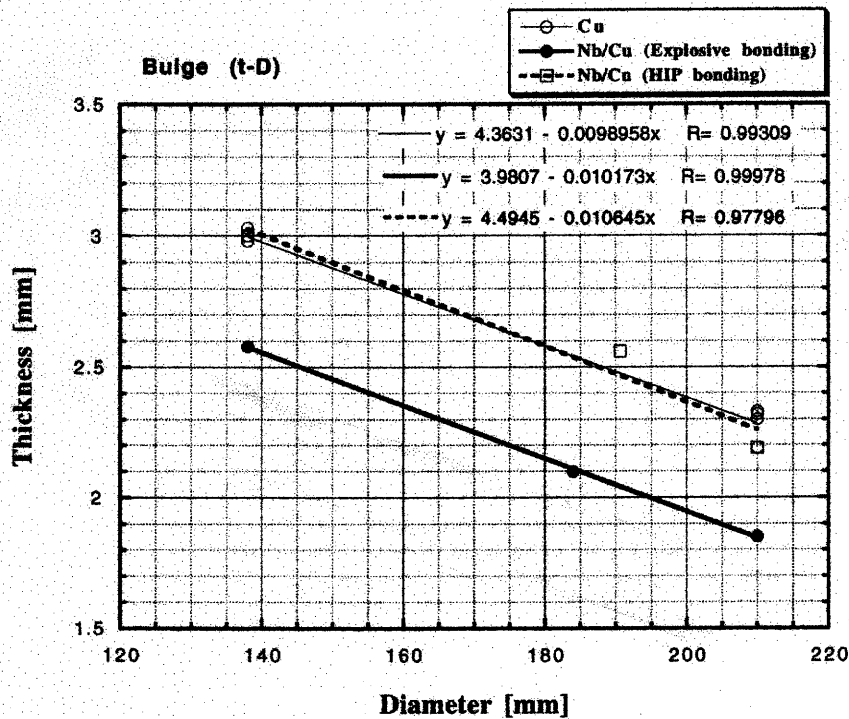


図 10.29 赤道部に於ける直径の増加と肉厚の関係

10-5-2 ハイドロフォーム成型の最適条件の決定

銅管及びクラッド管を用いたこれまでのハイドロフォーム法による成型実験から、L-バンド単空洞のハイドロフォーム成型条件として、加工長と管内の圧力の最適値を決定した。

このうち管の内圧に関しては、管の中に負荷する管内圧が低過ぎると加工管が座屈し、また高過ぎるとバーストする。このことから管内圧を設定する際の一つの目安として、引張り試験で求めたクラッド材の引張り強さ 2400kg/cm^2 (11章の 11-4 参照) をクラッド管のたが張り応力として参考にした。内圧を受ける薄肉円筒のたが張り応力 (σ) は (10.1) 式で表せる。

$$\sigma = \frac{pd}{2t} \quad (10.1)$$

ここに、 p は管の内圧で d と t はそれぞれ管の内径と肉厚である。

許容最大たが張り応力を $\sigma = 2400 \text{ kg/cm}^2$ とし、素管時の内径と空洞の赤道部の内径をそれぞれ、 $d_o = 133 \text{ mm}$ 、 $d = 200 \text{ mm}$ とした時の、(10.1) 式から求めた管の肉厚 (t) と許容最大管の内圧 [グラフ縦軸のバルジ圧 (p)] の関係を図 10.30 に示す。

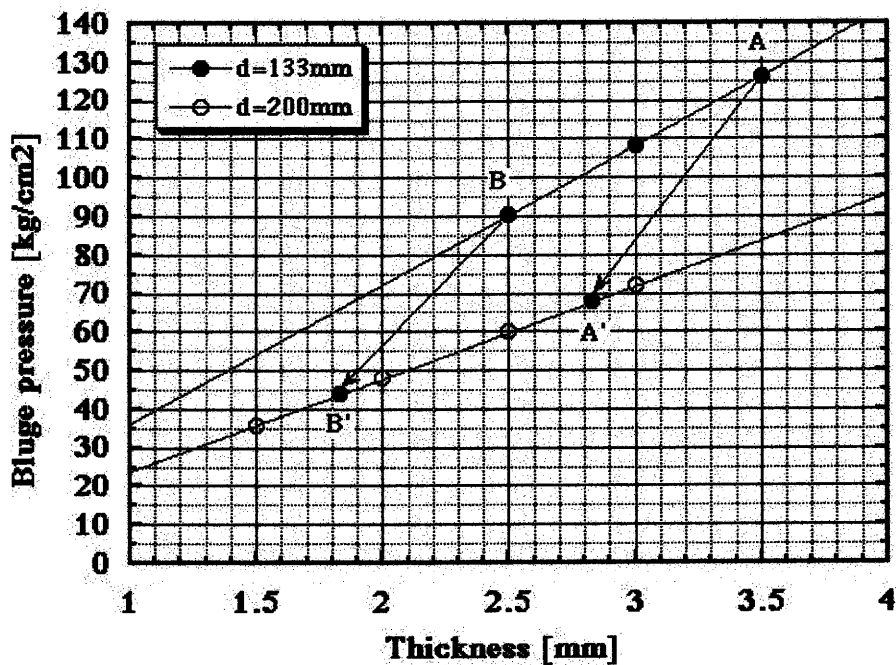


図 10.30 内径 133mm 及び 200mm の管の肉厚と許容最大管内圧 (バルジ圧) の関係

図中の上の直線 (●) は内径 133mm の素管の肉厚と許容最大管内圧の関係で、この直線より高い圧力では管がバーストする可能性があることを意味する。また下側の直線 (○) は空洞の赤道部の内径に相当する直系 200mm の肉厚と許容最大バルジ圧の関係である。図の A→A'及び B→B'は管径の増加に伴って減肉する状態を表すもので、例えば素管時に 3.5mm の肉厚であったものが、管の膨らみと共に減肉し、空洞の赤道部の径に膨らんだ時には約 0.7mm 減少して、約 2.8mm になることを意味している。従って、A→A'又は B→B'の順路をたどるような管内の圧力操作がバーストしない適切な方法と云える。しかし、今回の管内圧の制御はバルブを手動で操作して行う方式なので、このよう

な厚み情報をフィードバックしてバルジ圧を自動的に油圧制御する方法は行っていない。

一方先の、10-5 クラッド管のハイドロフォームの節で示したように、実際のクラッド管（22981-06）の第一段階の成型に於いて、たが張り応力は $3195\text{kg}/\text{cm}^2$ であり、この応力でバーストしなかったことを考えれば、ここで用いたクラッド管の許容応力は、図 10.30 のグラフで用いたものより（グラフは許容応力を $2400\text{kg}/\text{cm}^2$ で作成した）1.33 倍大きい。従って、図 10.30 のグラフから、肉圧 2.5mm の素管が膨らみによって約 2mm に減肉しても、55～60 気圧の 1.33 倍の 70～80 気圧を管内に作用させてもバーストしない。このことから、初期の管に負荷する内圧を決めた。

また加工長は、完成時の減肉を伴った空洞セル部の体積と加工長の部分の体積を等しく置くことから求められる。減肉の状態は、アイリス部での肉厚変化が無いと仮定して赤道部の減肉を図 10.29 で求めて、アイリス部から赤道部にかけて、壁面の距離に比例して減肉するものとする（図 10.28 参照）。成型に成功した空洞セルの体積は、成型前の加工長の部分の体積に一致している。これを目安に加工長は 185mm に決定した。

10-5-3 空洞の性能

ここでのハイドロフォームによる空洞の成型試験で完成した BC-5 空洞と BC-6 空洞の中、BC-6 空洞を低温測定した。また以前に基礎実験として KEK と東芝 (株) の共同研究に於いて製作した BC-1 空洞、BC-2 空洞、BC-3 及び BC-4 空洞についても低温試験を実施した。表 10.4 にこれらの空洞の製作情報を示す。

表 10.4 BC-1、-2、-3、-4、-5、-6 空洞の製作情報

空洞名	BC-1	BC-2	BC-3	BC-4	BC-5	BC-6
クラッド法	HIP (2000 気圧、800°C、2 時間)					爆着
材料 クラッド管	2mmCu+0.5mmNb +1mmCu		9.5mmCu+2.5mmNb+2.5mmCu ↓ (引抜き伸管) 2mmCu+0.5Nb+0.5Cu			2mmCu+ 0.5mmNb
加工液	水				油	
管の内圧	90 気圧	110 気圧	40-50 気圧 →90 気圧	40-50 気圧 →50 気圧 →100 気圧 →100 気圧	80 気圧 →58 気圧 →60~70 気圧→205 気圧	70 気圧 →40~55 気圧→70 気圧→205 気圧
中間熱処理	約 500°C				750°C、3 時間	

HIP クラッド管から製作した Cu/Nb/Cu 三層構造の空洞内部の銅は硝酸で除去した。表 10.5 に低温測定した空洞の表面処理の内容と性能を示す。また図 10.31 に測定した Qo-Eacc カーブを示す。

表 10.5 BC-1、-2、-3、-4、-6 空洞の表面処理と性能一覧

空洞	BC-1	BC-2	BC-3	BC-4	BC-6
材料	HIP クラッド管 (RRR=200)				爆着クラッド管(RRR=200)
第 1 回表面処理	EP100 μ m,HPR Bake	Barrel 269hr EP3 μ m Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr EP30 μ m,HPR Bake	Barrel 257.5hr CP4min EP80 μ m Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr EP50 μ m,HPR Bake	Barrel 257.5hr CP4min Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr EP100 μ m,HPR Bake	Barrel 2hr CP50 μ m Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr HPR, Bake
最大加速電界 [MV/m]	1.01	7.74	10.41	6.99	7.25
最大 Q 値	1.98×10^7	3.39×10^9	3.69×10^8	2.43×10^9	2.13×10^9
残留抵抗[n Ω]	14769	81.9	714.2	167.5 (Nb 溶接部穴)	154.7
第 2 回表面処理	Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr EP30 μ m,HPR Bake	EP50 μ m,HPR Bake			
最大加速電界 [MV/m]	11.75	8.91			
最大 Q 値	1.89×10^9	4.33×10^9			
残留抵抗[n Ω]	148.8	65.7			
第 3 回表面処理	EP50 μ m,HPR Bake	Barrel 41.6 μ m CP10 μ m EP50 μ m Anneal 750 $^{\circ}$ C,3hr HPR, Bake			
最大加速電界 [MV/m]	14.5	0.9			
最大 Q 値	2.62×10^9	6.83×10^6			
残留抵抗[n Ω]	104.2	測定不可 (下地銅露出)			
第 4 回表面処理	EP30 μ m,HPR Bake				
最大加速電界 [MV/m]	10.99				
最大 Q 値	1.22×10^9				
残留抵抗[n Ω]	233.5				
第 5 回表面処理	EP30 μ m,HPR Bake				
最大加速電界 [MV/m]	12.65				
最大 Q 値	2.21×10^9				
残留抵抗[n Ω]	124.7				

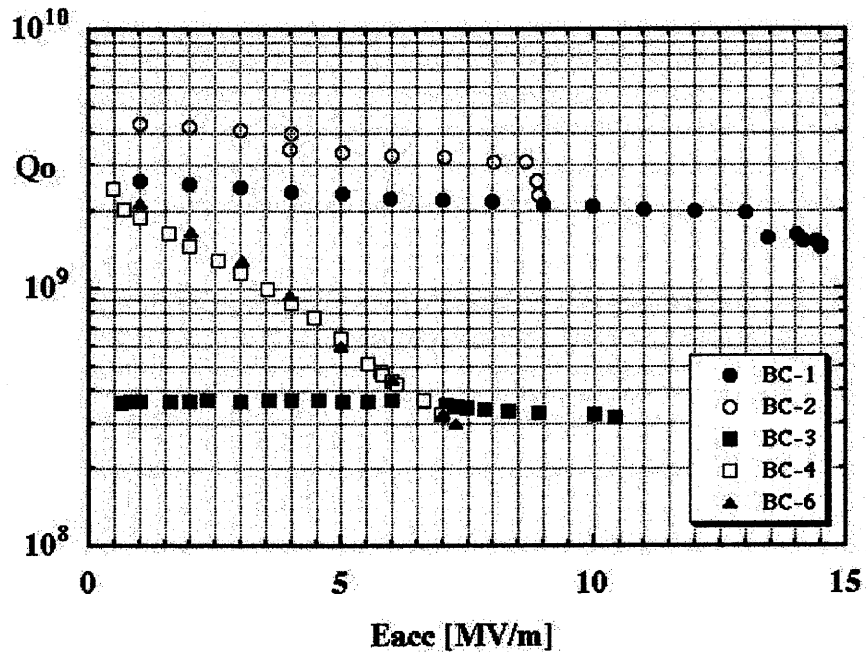


図 10.31 BC-1、-2、-3、-4、-6 空洞の Q_0 - E_{acc} カーブ

KEK のハイドロフォーム法による成型試験で試作した空洞の性能は全体的に低い。引抜き工程を含まない HIP クラッド管から製作した BC-1 空洞と BC-2 空洞は、引抜きした HIP クラッド管から製作した BC-3 空洞や BC-4 空洞より性能が良い。性能が悪い原因として、これらの空洞に用いた溶接ニオブ管の溶接シームが表面欠陥として現れたものと考えられる。そしてこの溶接シームの欠陥が引抜き工程で拡大されたものと推定される。その他の原因は成型後のニオブの肉厚が薄く（赤道部で約 0.3mm）、十分な表面処理が行えず表面に未だ欠陥が残っていることと、表面欠陥の除去に際してニオブが剥ぎ取られて下地の銅が露出するためである。

事実 BC-2 空洞では、表 10.5 に示したように 3 回の表面処理で赤道部のニオブが合計 $317.2\mu\text{m}$ 除去されて、下地の銅が露出した。また BC-4 空洞では溶接シームに穴があいているのが発見された。BC-4 空洞はこの欠陥での温度上昇で BCS 抵抗が増え、これにより更に発熱して一層 BCS 抵抗を増やし悪循環をくり返して、図 10.31 の口印で示したような傾斜でもって Q 値が低下して

行く。BC-6 空洞の測定結果 (▲) は BC-4 空洞と全く同じパターンを示していることからニオブの溶接シームの欠陥があると思われる。また引抜き管の場合はニオブと銅の界面が凹凸になり、クラッド管の内側の銅を除去した後のニオブ表面は滑らかでない。平滑にするためにバレル研磨を行ったが、ニオブの肉厚が薄いために十分な仕上げができなかった。このことからニオブ面の粗さが性能に影響していると思われる。

10-6 結 語

ハイドロフォーム法で外径 138mm の管を 210.4mm の空洞赤道部の外径に膨らませる場合の必要な周長伸びは 52.5%で、これに対して加工硬化したクラッド管の伸びを最低 42%位に見積もると、一回の成型で空洞の形まで膨らますのは困難で、成型途中でアニールをして伸びの回復を計って再び成型を行う二段階成型が必要となる。

空洞の肉厚が増減なしに均一な厚み分布で成型が行われ、加工長の部分の体積とハイドロフォーム後のアイリス間のセルの体積が等しいと仮定すれば、これを基にして計算から求めた加工長は 221.2 mm である。(但し、絞り後の形状を単純化するために、素管とテーパー及びテーパーとビームパイプの各交点は直線で結び、その角度を 32.25° として近似した。) 銅管を用いた予備テストではこの計算値を参考にして加工長を約 210mm にしてバルジ加工したが、長過ぎた余肉が膨らみ過ぎて型間に挟まれた。また膨らみを抑えるためにバルジ圧力を減らすと余肉が管の中側に凹み座屈を生じた。今回さらに加工長を短くした銅管の試験に於いて (表 10.1) 成功した C1-7 (加工長 182mm) のハイドロフォーム後の肉厚測定値 (赤道部の肉厚 2.3 mm、アイリス部の肉厚 3.0 mm、赤道とアイリスの中間点の肉厚 2.65 mm で、アイリスから赤道部に向かって連続的に肉薄になる) を基に計算したセルの体積はハイドロフォーム前の C1-7 の加工長の体積にほぼ等しい。このことから、プレスで管を押し込んでも膨らんで周長が増えた分を補う程の材料の流れは行われなないと言える。従って、直径の増加とともに肉厚が減少して最大径の赤道部で最も肉薄となる。このことはハイドロフォーム前の 3mm 肉厚の銅管に刻んだ $10\text{mm} \times 10\text{mm}$ の升目が、ハイドロフォーム後では軸方向に $8.8\text{mm} \times$ 周方向に $15.6\text{mm} \times$ 厚み 2.2 mm に変化した体積はほとんど変わらないことから云える。だから周長の増加分を見込んで、その分の体積を考慮して加工長を見積もると長過ぎる結果となる。ま

た、図面上の単空洞のアイリス間の断面曲線の線分の長さは 188.68mm であるが、この線分の長さに等しい絞り管の加工長は 173.28mm となる。C1-7 の加工長は 182mm で、この線分の長さはほぼ空洞のアイリス間の線分の長さに近い。従って、加工長は空洞断面のアイリス間の曲線の長さを参考にして決めるのが良い。

加工長の長い管に対して、膨らみの度合いを抑えることなく一定の管内圧力で加工すると過度な膨らみを生じて成型することができないが、表 10.1 の C1-4 のように途中でプレス下降を停止して座屈しない程度に管内の圧力を減圧して膨らみを抑えつつ成型する方法で対処できそうだが、今回はこれに関する具体的な条件を見い出すには至らなかった。しかし複雑な制御で微妙に管内の圧力と型の開きを調節しても、赤道部の減肉量は一定の管内圧で成型した加工長の短い C1-7 のもとと同程度の量であり、大量生産時の操作性を考えると多少の減肉は認めても、複雑な成型操作をせずに一定の管内圧で成型できる加工長を選ぶ方が得策である。

ハイドロフォームはアイリスから赤道部に向かって連続的に減肉を生じるから、空洞の内側を設計値通りの正しい空洞曲線形状に仕上げるためには、予め減肉を考慮した型の形状設計が必要である。更に、クラッド材のニオブの厚みについても、ハイドロフォームでの減肉や表面処理の除去量を考慮して決めなければならない。今回の経験からクラッド管のニオブの厚みは 0.5mm では薄過ぎることが判った。しかし不必要に厚くすると経済効果を損ねる。適切なニオブの厚み量を決定するのもこの研究の一課題であるので、現在ニオブの厚みを 1mm に増加したクラッド管の製作を準備している。

クラッド管に使うニオブ管の製法は板をロールで巻いて合わせ目を電子ビーム溶接する方法、板を深絞りする方法、板または深絞りした厚肉の短管をスピニングやフローフォーミングで加工する方法等があるが、長尺管を比較的簡単に且つ安価に作れるのは溶接管である。しかし溶接管は溶接欠陥の危険性があると同時に、真円度等の形状精度が悪い。空洞を安く作るために溶接ニオブ管を採用する場合は溶接方法を改善した溶接ニオブ管の開発が必要である。これに関しては、ニオブの肉厚を 1mm に増量したニオブ管の製作に際し、溶接面の上方にフォーカス点を持つデフォーカスな電子ビームで貫通溶接をしたが、幅広の滑らかな段差の少ない溶接ビートの溶接ができた。最低必要限の肉厚の溶接ニオブ管を開発することも本論文の研究課題の一つである。

[参考文献]

[10-1] K.Ohara, et., al., "Development of Manufacturing Methods Using Hydroforming for Superconducting Cavities" Proc. of the 2nd Superconducting Linear Accelerator Meeting in Japan, KEK, Tsukuba, Japan, May 27-28, 1999, p.145-p.147.

第 11 章 クラッド材の材料調査

11-1 緒 言

この章ではニオブと銅のクラッド材を空洞に加工するにあたり、この材料の成型性を知る目的で、主に爆着クラッド材について機械的性質等を調べた結果を示す。クラッド材の基本的な調査として、圧延性、硬度、機械的性質、結晶粒度、表面応力、界面観察について調べた。

11-2 圧延性

圧延性の試験は、厚み 2mm のニオブ板 (RRR=100 グレード) と 8mm 厚の無酸素銅板を爆着した総板厚 10mm の爆着クラッド板を段階的に冷間ロール圧延して、各圧延段階での伸びの様子及び割れや剥離の発生状況を目視で観察した。10mm のクラッド板を最終的に 0.5mm (Nb=0.1+Cu=0.4) に圧延した断面を図 11.1 に示す。板厚を 1/20 に圧延した後の観察でも割れや剥離は見え、ニオブと銅の板厚比が 1 : 4 程度の爆着クラッド板のロールによる圧延性は非常に良好である。ここで注目されることは、銅よりも伸びの小さいニオブが銅とクラッドすることで、銅の伸びに追従して伸び、ニオブ単独より大きな圧延性が得られることである。

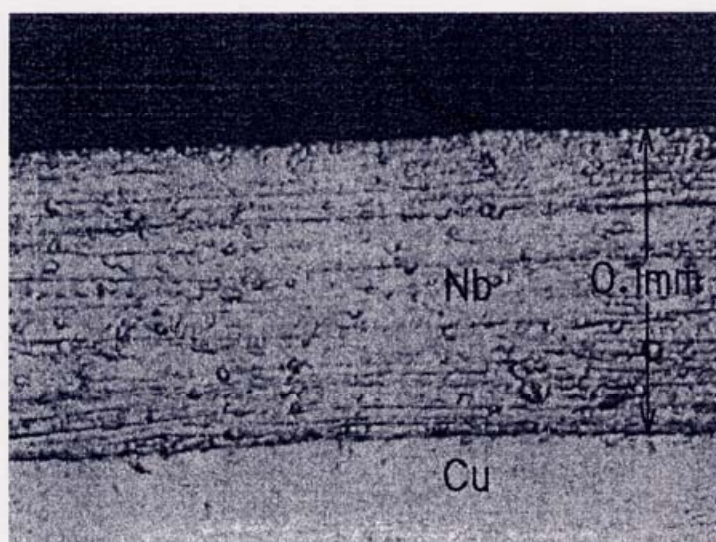


図 11.1 10mm のクラッド板を 0.5mm に圧延

11-3 硬度

硬度測定にはピッカース硬度計を用い、加工硬化を知るために圧延率と硬度の関係、またアニール（焼鈍）温度を把握するために熱処理温度と硬度の関係を調べた。この試料は先の圧延性の調査に用いたものと同材である。圧延率と硬度に関しては、圧延前の 10mm のクラッド板と板厚 4mm（圧延率=60%）及び 2.5mm（圧延率=75%）に圧延した爆着クラッド材のニオブ及び銅の各表面の硬度を測定した。また熱処理温度と硬度の関係に用いた試料は板厚 4mm 及び 2.5mm に圧延した板で、未熱処理及び 260℃、300℃、450℃、525℃、600℃、700℃、775℃、850℃、950℃の各温度で 90 分間熱処理した各試料のニオブ表面と銅表面の硬さ調べた。更に前述の各温度で熱処理した板厚 2.5mm のクラッド断面を、ニオブ表面から接合されている銅材の方向に連続してニオブの部分を 50 μ m 間隔で、銅の部分は 100 μ m 間隔で断層的に硬度を測定した。

ロール圧延による硬度変化は図 11.2 に示したように、圧延前の平均硬さは銅側が 78.4、ニオブ側が 101.1 で、銅よりもニオブの方が硬い。圧延率が増すとともにニオブと銅の両方に加工硬化が現れるが、圧延率 60%と 75%のいずれの段階でもニオブと銅の硬度はほぼ同じ値である。

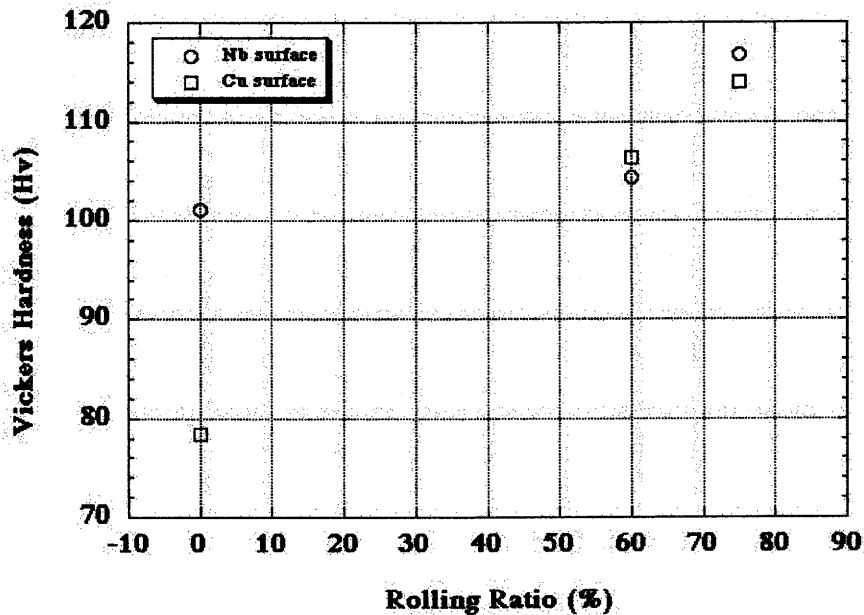


図 11.2 圧延率と硬度

一方熱処理温度に対する硬度の変化では図 11.3 のように、ニオブは 600℃ 以上で軟化がはじまり、800℃ 以上で硬度は 55 になり最も軟らかくなる。そして銅は 250℃ で軟化がはじまり、400℃ で硬度が 50 に軟化する。また RRR=200 のニオブを使った爆着材では約 700℃ で硬度が 60 に軟化するのに対し、RRR=100 のニオブを同じ硬度に軟化させる温度は 800℃ で、約 100℃ の差がある。この様子を図 11.4 に示す。

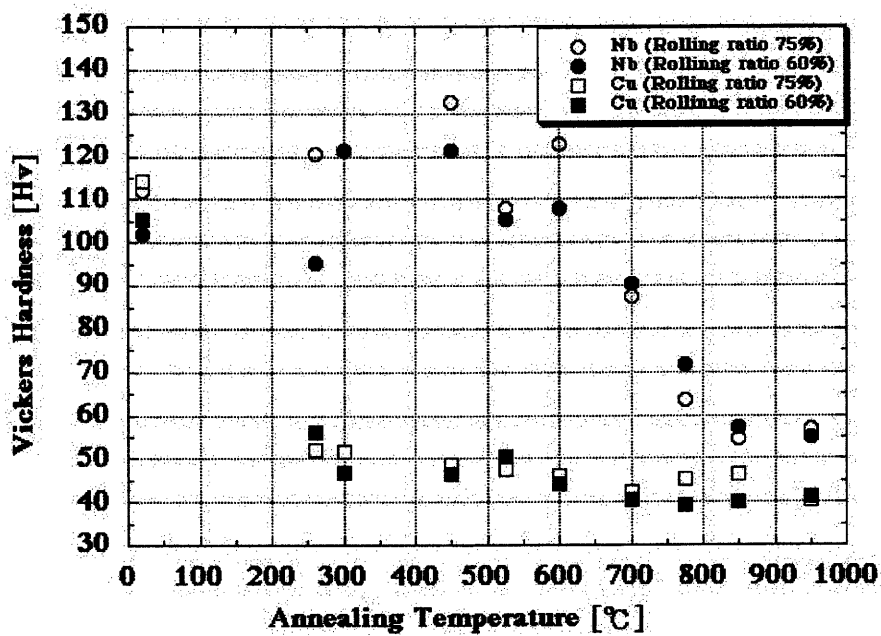


図 11.3 熱処理温度と硬度

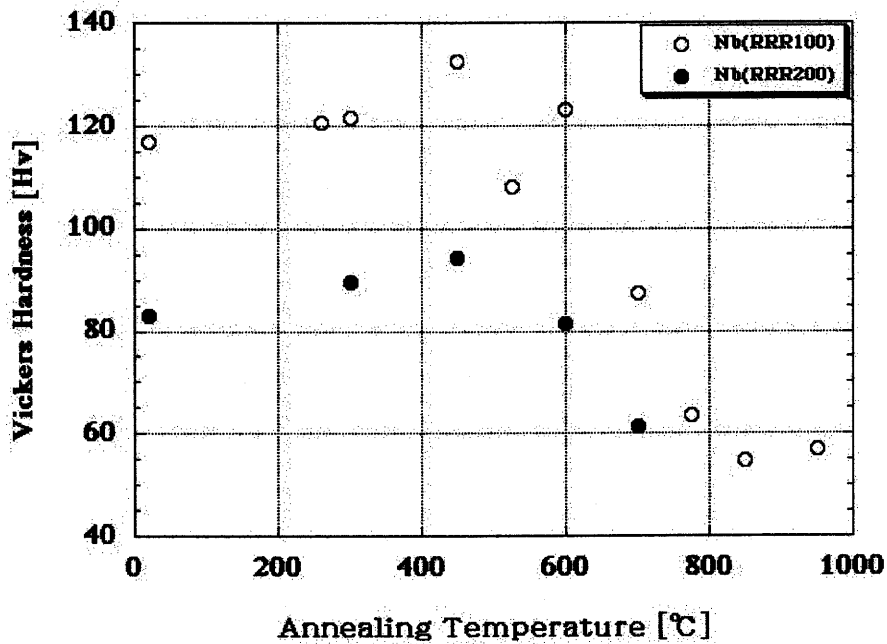


図 11.4 熱処理温度と RRR の異なるニオブの硬度

2.5mm 厚に圧延（圧延率 75%）したクラッド材の断面を断層的に硬度測定した結果を図 11.5 に示す。図中の横軸の 0（零）の位置がニオブの表面に相当し、0.5 の位置がニオブと銅の界面である。熱処理をしていない場合はクラッド材断面のほぼ全域にわたってほとんど一様な硬度である。特にニオブと銅の界面付近で特異な硬度の変化がないことから、爆着による接合部分での材料変化は起きてなく、またニオブや銅以外の酸化物等の異物の存在もないと見て良い。温度による硬度の変化から、300℃以上の熱処理温度で銅がアニールされ、また 775℃でニオブがアニールされたことが判る。アニールされた後の硬度は Hv=60~50 で、両金属ともほぼ同じ値である。

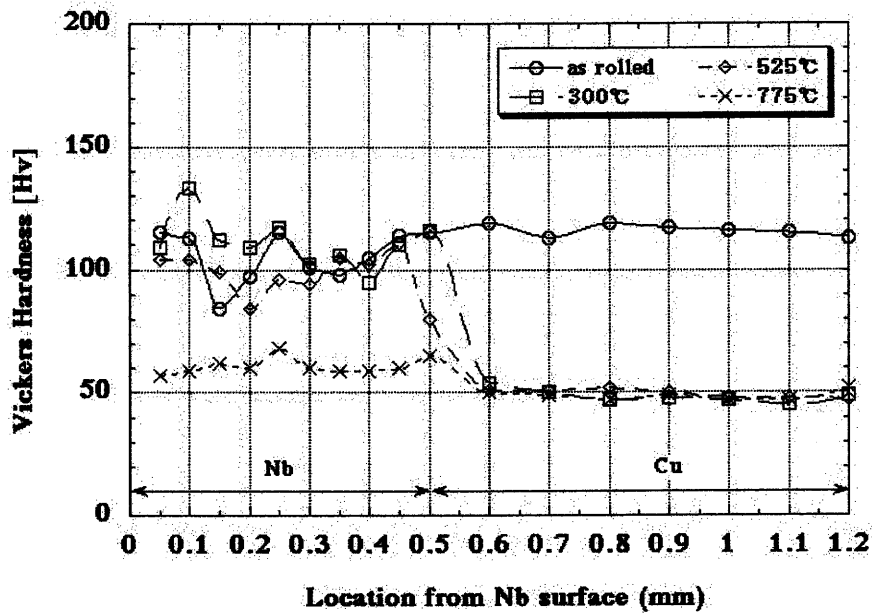


図 11.5 熱処理温度と断層硬度

HIP 処理の影響によるニオブ材の変質は硬度の測定からも判る。裸のニオブ、片側だけ銅で包んだもの、及び両面を銅で包んだ三種類の試料を同時に HIP 処理して、ニオブ材の表皮から裏皮までの断面を一定間隔で連続的に測定して硬度変化の様子を調べた。図 11.6 に 2000 気圧、800°C で 2 時間 HIP 処理した各試料の硬度分布を示す。HIP 処理で高温高压に直接さらされたニオブは、表面から約 0.7mm までの部分の硬度が他の部分より高く、この部分の材料変質が伺える。これに対して銅で覆われたニオブは硬度が一定で、銅で保護することで変質が起きないことが判る。

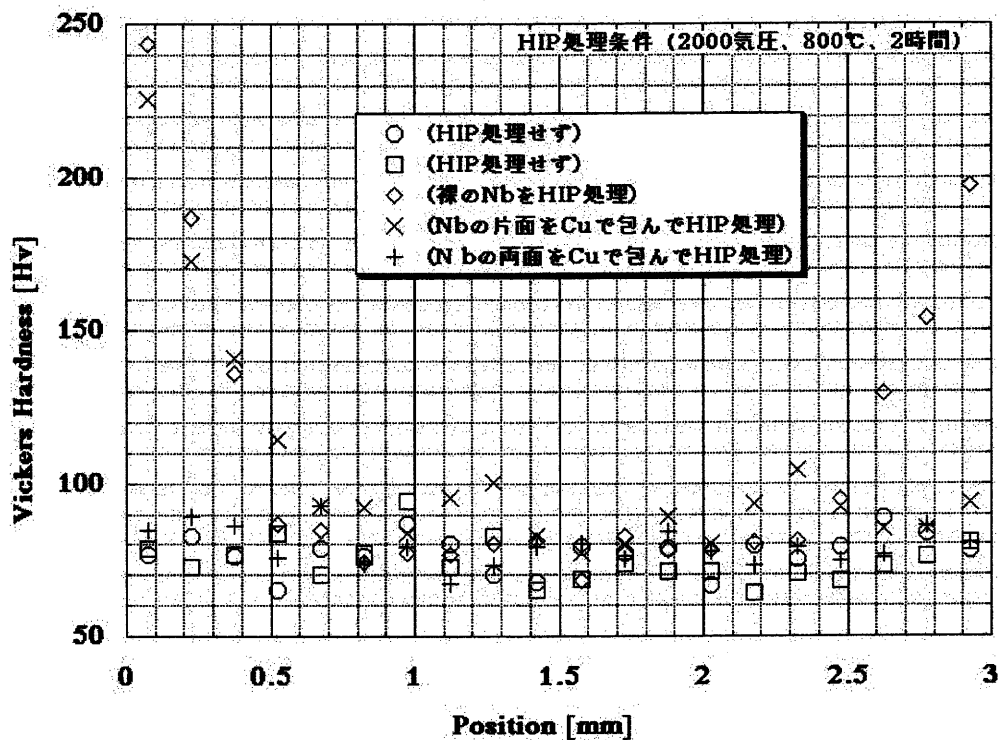


図 11.6 ニオブを銅で包む効果を示す硬度分布

11-4 機械的性質

クラッド材の機械的性質は引張り試験機でニオブと銅の界面に平行に引張り力を与えて、常温から 950℃の温度範囲で熱処理した各試料の引張り強さ、0.2%耐力、及び伸びを測定した。爆着クラッド材に関する試料は、RRR=100 のニオブと無酸素銅を接合した厚さ 10mm のクラッド板を圧延して、厚さ 4mm (Nb=0.8+Cu=3.2) にした板から採取した平行部の幅 5mm (断面積: $4 \times 5 = 20\text{mm}^2$) の試験片と、RRR=200 のニオブと無酸素銅から成る厚さ 9.3mm のクラッド板を圧延して、厚さ 2.5mm (Nb=0.8+Cu=1.7) にした板から採取した平行部の幅 5mm (断面積: $2.5 \times 5 = 12.5\text{mm}^2$) の試験片である。引張り試験の結果を図 11.7 に示す。

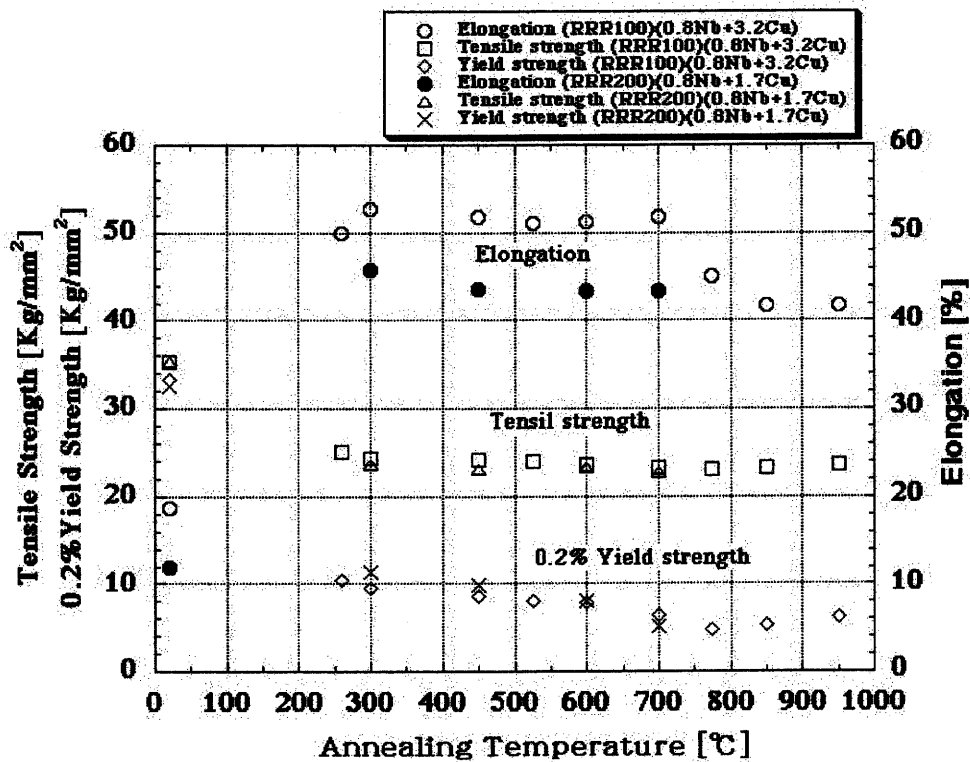


図 11.7 ニオブと銅の爆着クラッド材の機械的性質

両者のクラッド材の試験結果を比較すると、ニオブと銅の板厚比 ($Nb/Cu=1/4$ 及び $=1/2$) が異なるにも拘わらず引張り強さと耐力は殆ど同じ値である。このことはニオブと銅の機械的強度が同じであると云える。ちなみに、測定した銅の引張り強さ (図 11.8) との比較でも同じ値である。伸びは銅の板厚比率が多い方が大きく、ニオブの比率が増すとともに減少する (図 11.9)。

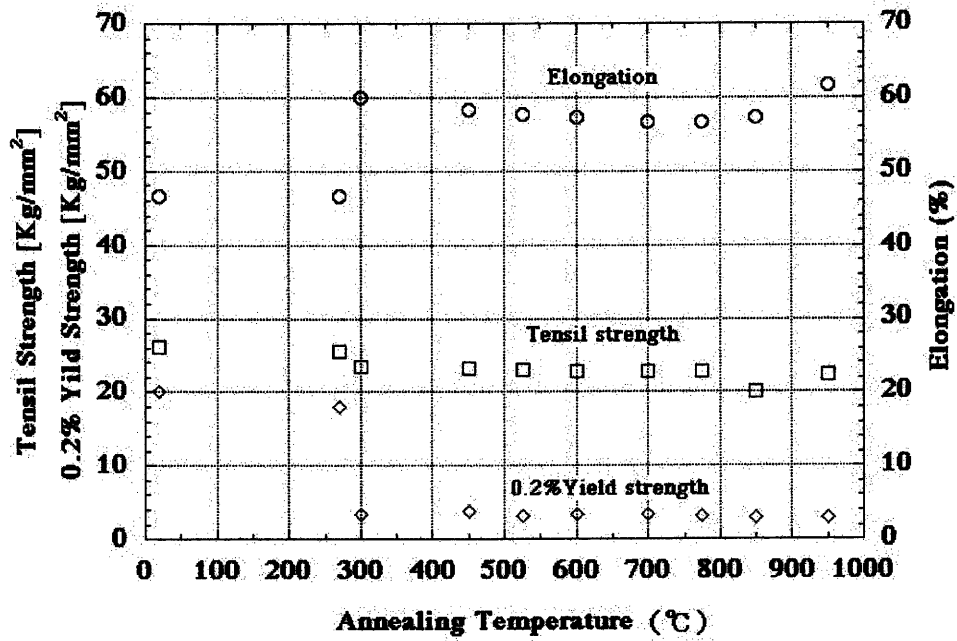


図 11.8 銅の機械的性質

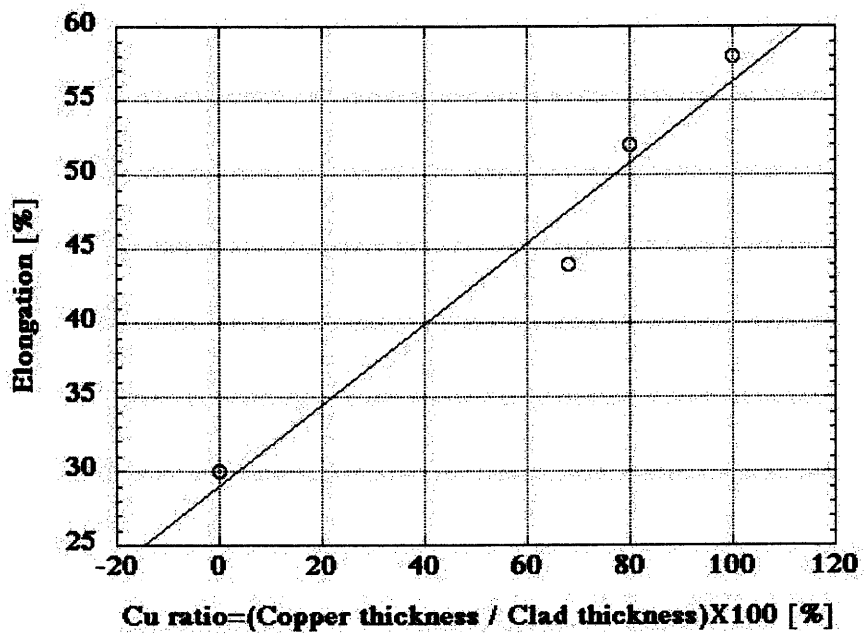


図 11.9 クラッド材を構成する銅の割合と伸びの関係

11-5 結晶粒度

10mm から 2.5mm に圧延した爆着クラッド板の結晶粒を観察すると、圧延で繊維状になった銅の結晶は 260℃の熱処理で多角形化が始まるのが見えた。そして 600℃の熱処理で急激な結晶成長を示した。一方ニオブは 700℃を過ぎたものに結晶の成長が見える。このことからアニール温度は銅が 300℃~500℃、ニオブが 700℃付近であることが判る。図 11.10 に熱処理温度と結晶粒度の関係を示す。

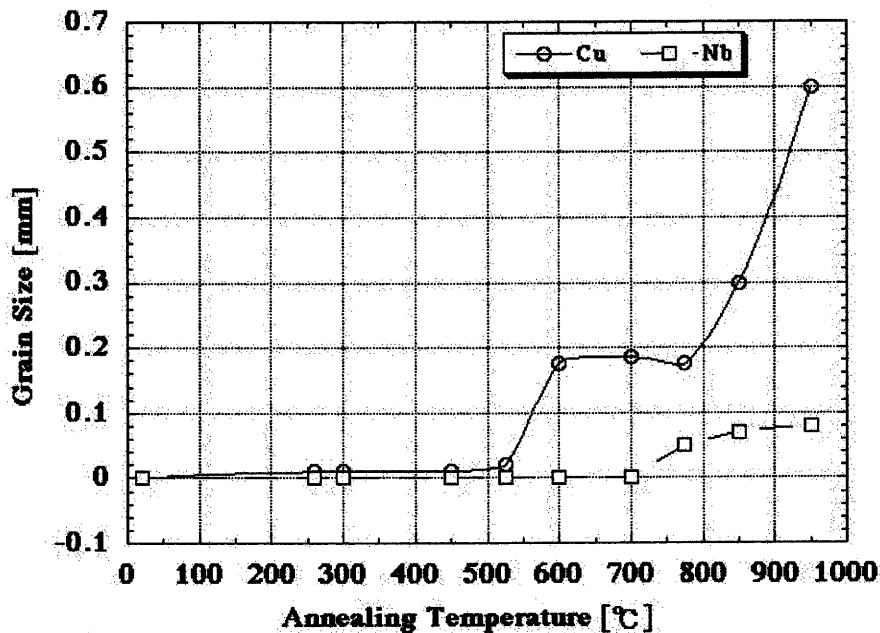


図 11.10 熱処理温度と結晶粒度の関係

11-6 表面応力

クラッド材の熱処理はクラッド材が持つバイメタル効果により新たな応力の発生源となる。ニオブと銅の如く線膨張係数 ($Nb=7.3 \times 10^{-6}$ 、 $Cu=16.5 \times 10^{-6}$) に差のある二種類の金属を接合したクラッド材では、温度変化に伴い伸び縮みの大きい銅の変位に引きずられて、薄肉のニオブは自身の線膨張係数による伸びや縮み量以上の変位を与えられて残留応力を生じる。この応力はニオブ面に存在したクラックの拡大等、空洞の表面欠陥につながるので問題である。10mmの板から 2.5mm ($Nb=0.5mm$, $Cu=2mm$) に圧延した爆着クラッド材を常温から

950℃の範囲で熱処理して各試料のニオブ面の残留応力を測定した。300℃以上で熱処理した各試料は、常温に冷やした状態でバイメタル効果により銅を腹にして歪曲し、その結果背側のニオブに引張り応力を生じる。図 11.11 にこの結果を示す。図に於いて、X 方向と Y 方向は測定方向で、互いに直交する方向である。また応力値の正符号は引張り応力、負の符号は圧縮応力を示す。銅の応力除去が行われる熱処理温度 300℃で応力値は最も小さく。熱処理温度が上がるとともに応力は引張り方向に大きくなる。950℃に熱処理した試料は、引張り応力が 50kg/mm²に達した。

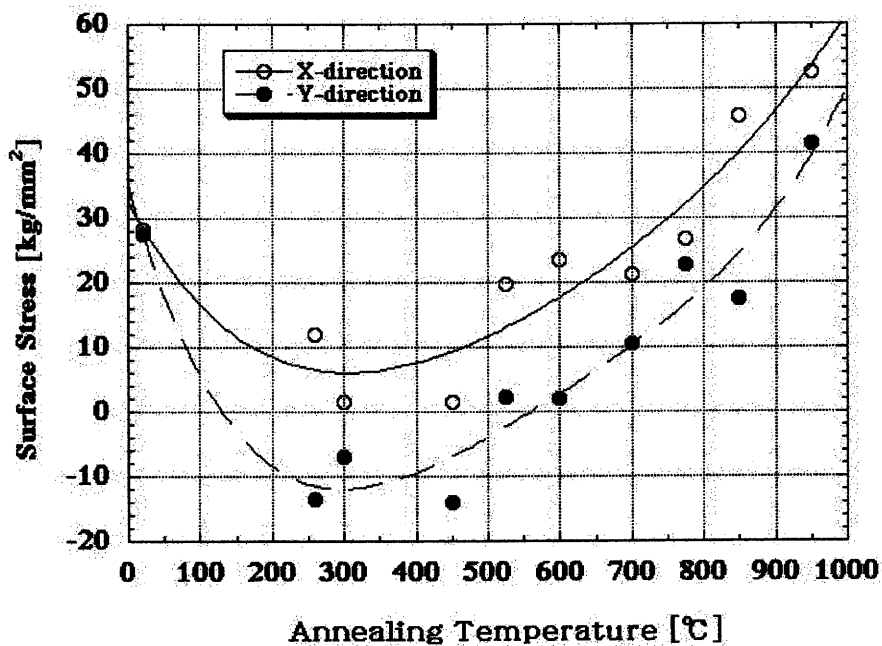


図 11.11 熱処理温度と残留応力の関係

11-7 界面観察

爆着クラッド材のニオブと銅の界面は波状模様であり、HIP クラッド材の界面は直線的である。これらの典型的な例を図 11.12.a と図 11.12.b に示す。

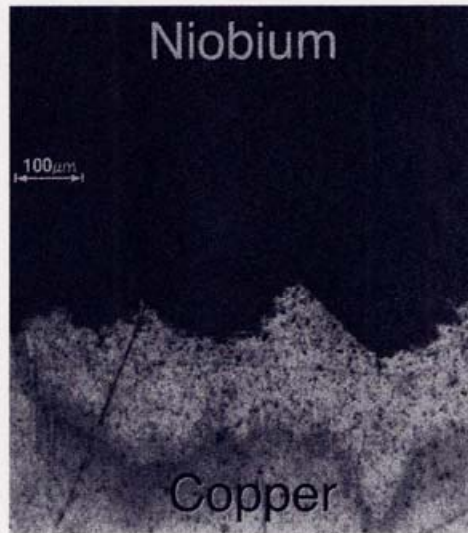


図 11.12.a 爆着クラッド材の界面

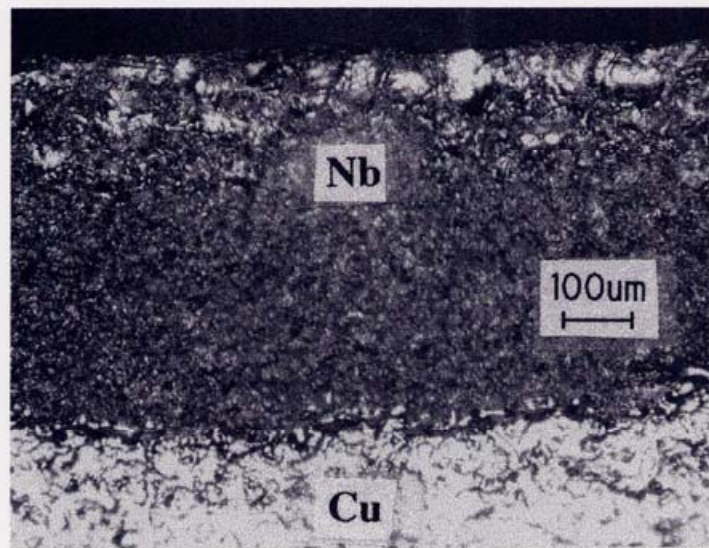


図 11.12.b HIP クラッド材の界面

爆着クラッド材及び HIP 接合のクラッド材の界面は SEM、EDX、オージェ等で分析した。一例として界面の一部に偏析物を生じた爆着クラッド材のオージェ分析の結果を図 11.13 に示す。また図 11.14 に 2000 気圧、800℃で HIP 接合した界面のオージェ線分析のラインプロファイルを示す。この図からニオブへの銅の拡散は認められない。

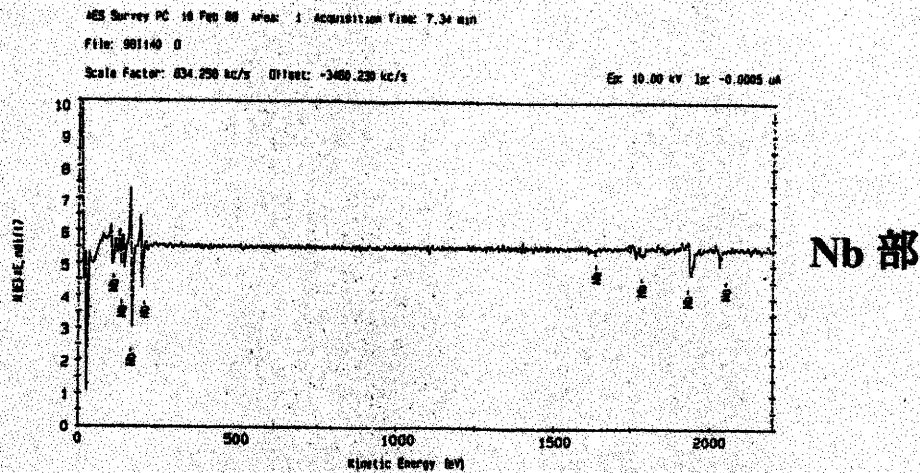
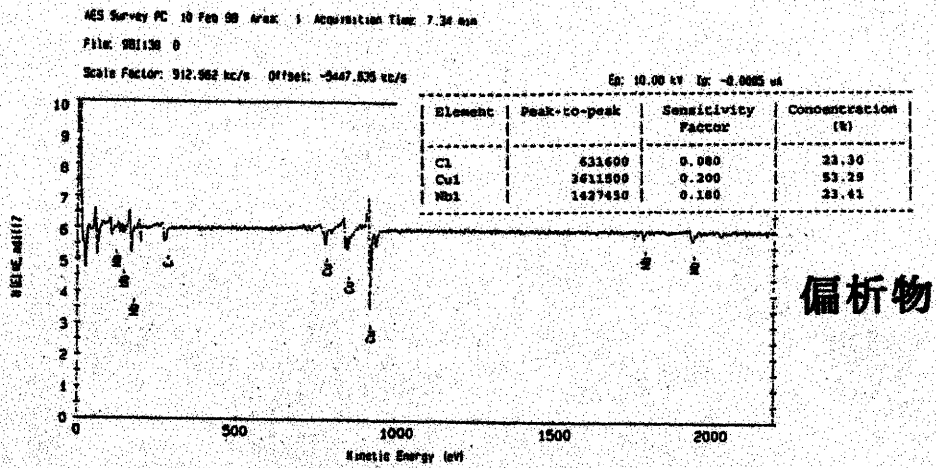
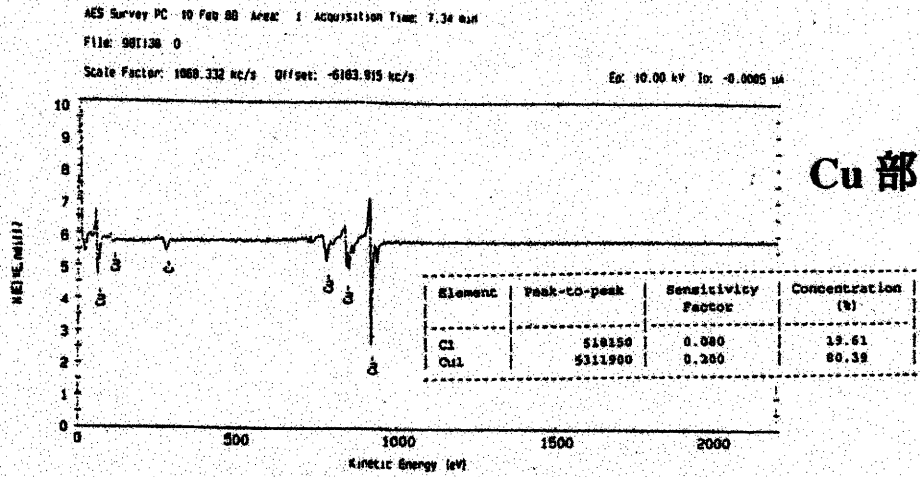


図 11.13 爆着クラッド材界面のオージェ分析結果

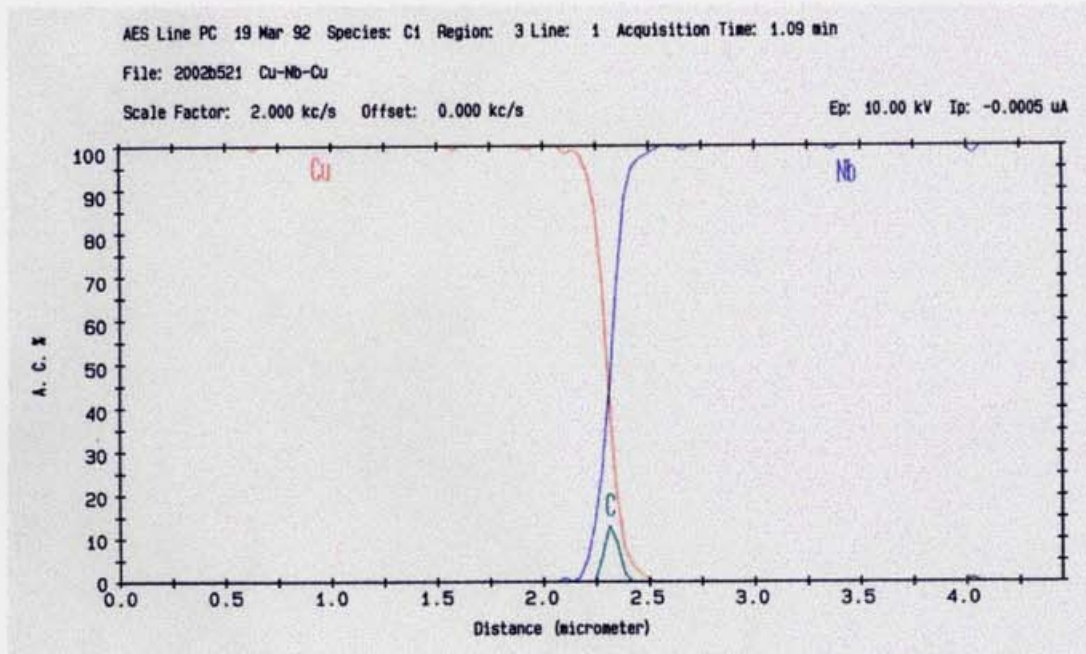


図 11.14 HIP 接合クラッド材のオージェ分析結果

11-8 結 語

銅にニオブを接合したクラッド材は圧延性が良く、ニオブは剥離することなく銅に追従して伸びる。銅を接合することでニオブの伸びが向上することは、大きな伸びをとまなうスピニングやハイドロフォーム法でシームレス空洞を作るのにはニオブバルク材よりクラッド材の方が適していると云うことで、経済的な観点から空洞用材にクラッド材を使う発想に合致する。

第 12 章 空洞製作コストの評価

12-1 緒 言

本研究の目的の一つは安価な空洞を作ることであり、その目的のために材料費と加工費の両面のコスト削減を追求した。

材料費を安くするためには高価なニオブ材の消費を減らすことである。ニオブを減量して肉薄になった分、機械的強度を保つために熱伝導度が大きい、そして安価な銅材で補う。空洞材をクラッド構造にしてニオブを減量し、材料費を安くする発想である。Nb/Cu クラッド材から作った空洞は外側が銅であるから、これに使うフランジはニオブ材でなくても良く、安価なステンレス材のフランジを空洞に銅ロー付けで接合できる。ちなみに現在のニオブ材の価格は、3mm 程度の圧延板材 (RRR 200 グレード) の熱処理を施したもので、グラム当たり 55 円 (55,000 円/kg) である。これに対して無酸素銅 (C1011) の管材は、キログラム当たり約 3,000 円で、実にニオブは銅の 18 倍の値段である。

空洞のコストを左右するもう一つの要因は加工費である。従来法による溶接構造の空洞製作は、手間が掛かり加工単価の高い電子ビーム溶接工程を多く含むから、長い製作時間と高額な製作費を必要とする。従って、空洞の加工費を下げるためには煩雑な電子ビーム溶接を省くことである。そのためには材料を一体成型してシームレス構造の空洞を加工する方式として、ハイドロフォーム法やスピニング法を採用することである。空洞をシームレス化にして溶接工程を省き、加工費を安くする発想である。

筆者等は経済的に安価な空洞作りとして、空洞用材のクラッド化と空洞のシームレス構造化を組み合わせた製作方法を提案した。

12-2 空洞製作コストの評価

今回 KEK でハイドロフォーム法により製作した 1.3GHz のクラッドシームレス単空洞に要した費用をもとに、9セルに拡張した場合の空洞製作費を試算して、従来法による溶接構造のニオブバルク 9セル空洞の製作費と比較して見る。表 12.1 に TESLA タイプの 9セル空洞の製作費一覧を示す。

なを製作費の算定根拠として、加工に用いる装置や治工具は既に設備されているものとして、これらの開発・製造費用は考慮していない。(ただし空洞型は費用は加えた。) 従って加工費は製造単価と作業時間から見積った。

ハイドロフォーム法の材料費（クラッド管の価格）は第 8 章の引き抜きクラッド管の製作費の項の表 8.8 に示した HIP 接合管の値段を参考にして、ニオブの肉厚を 0.5mm から 1mm に増量した価格とした。また、この価格には溶接ニオブ管を製作するための電子ビーム溶接費用及び芯出し加工費とフランジ用のステンレス材の費用を含めた。爆着管については、未だ 9 セル用の長尺管は製作していないが、単空洞用の 460mm 長さの製作費から 2000mm の長さにスケールアップして見積ると、ほぼ HIP 引き抜き管と同額であった。またニオブバルク空洞の材料費は捨材を含む材料取りの素材の価格とした。そして、加工費は TESLA のテストファシリティーの価格[12-1]を参考にして、入力ケーブル等のための、ビームパイプの枝管部を考慮していない値段とした。

ハイドロフォーム法による加工費は、クラッド管の 10 箇所絞り加工、2 段階成型の 2 回分のハイドロフォーム費用、中間アニールを含む 2 回の熱処理代、内側銅の除去費用、2 枚のフランジ等の機械加工及び電子ビームによるフランジの銅ロー付けの費用である。

表 12.1 TESLA タイプの 9 セル空洞製作費一覧

	ハイドロフォーム法 (Nb/Cu クラッドシームレス空洞)	従来法 (Nb バルク空洞、溶接構造)
材料費	94 万円 (HIP 引き抜き管、SUS フランジ)	193 万円 (Nb 板、Nb フランジ)
加工費	100 万円 (絞り、ハイドロフォーム、EBW ロー付け)	340 万円 (深絞り、トリミング、EBW)
合計	194 万円	533 万円

図 12.1 に従来法とハイドロフォーム法による TESLA タイプの 9 セル空洞の製作費をグラフにして示す。従来法の空洞製作費が高額になる原因が材料費と溶接の費用であることが判る。電子ビーム溶接は加工単価が高く、実質的な溶接時間は短時間でも、ワークのセッティングや真空排気、溶接後のワークの冷却時間、ワークの治具からの取りはずし等の作業に時間を要す。従って、全製作費の約半分を占めている。ハイドロフォーム法でシームレス化すれば溶接が殆どなくなるから一挙に製作費が下がる。また材料費もクラッドにして、ニオブの肉厚を 1mm 程度にすれば、ニオブバルクの約半分の値段に下がる。溶接工程を除く部品加工の費用は従来法とハイドロフォーム法とほぼ同額である。

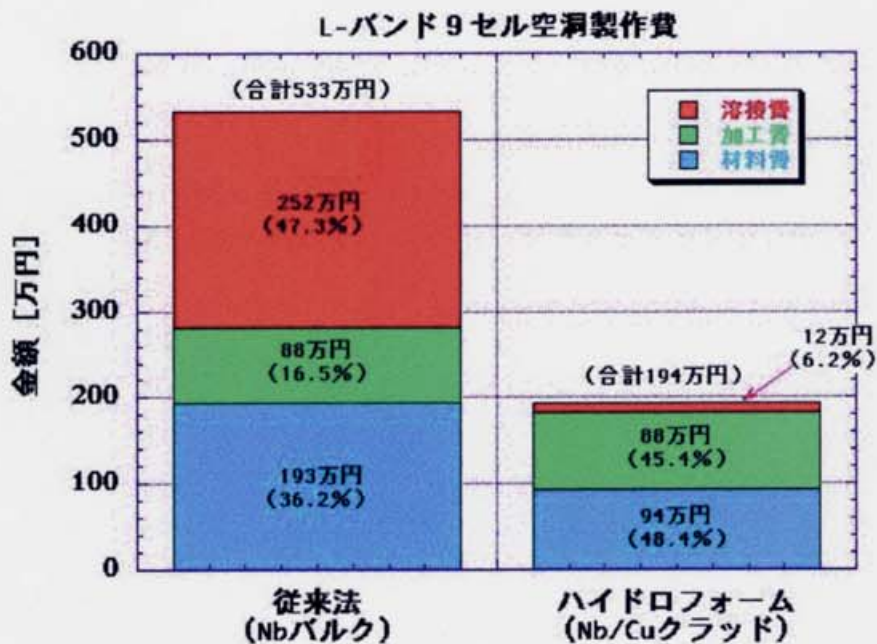


図 12.1 TESLA タイプの 9 セル空洞の製作費グラフ

12-3 結 語

ハイドロフォーム法によるクラッドシームレス空洞は従来法による溶接構造のニオブバルク空洞の約 1/3 の価格で作れる。

従来法が高価になる原因は多くの溶接工程があるからである。9セルの場合、フランジの溶接を含むと 21 箇所の溶接があり、頻繁な真空槽（ワークチェンバー）の開閉となり、その都度ワークの冷却と真空排気に多くの時間を要す。電子ビーム溶接機は他の加工機に比べて製造単価が高く、実質的な溶接時間が短くても、溶接前後の準備作業に数時間かかるから、9セル空洞のように溶接工程が多いと加工費が増す。これに対して、ハイドロフォーム法はセル数に関係なく一度に各セルを成型するから、単セルでも9セルでも、それほど加工費は変わらない。

従来法の高価な他の原因は材料である。空洞全体が高価なニオブ材で作られ、しかも機械的強度を保つ程の肉厚や補強材を賄う量が使われる。9セル 1 台分に使われるニオブ材の量は約 35kg で、約 200 万円弱の費用が必要である。これに対してニオブを 1mm 厚にしたクラッド材にすれば、銅材や接合及び製管

の経費が必要だが、ニオブ材の使用量を約 1/2.5 に減量できる。

[参考文献]

[12-1] K.Saito “Report from Visiting DESY for TESLA Cost Investigation”

第13章 結 論

13-1 まとめ

TESLA 計画のような最近の大規模な加速器建設に適応し得る高性能で且つ経済的な超伝導加速空洞として、筆者等はニオブと銅のクラッド材からハイドロフォーム法でシームレス空洞を作る新しい発想を提案して、その実用化に向けた研究を遂行してきた。そして現段階では単空洞ではあるが、理論的限界値に近い 40MV/m の加速電界に達し得た。またこの方式での TESLA 仕様の L-バンド 9 セル空洞を想定した製作コストの見積りでは、溶接構造の従来法によるニオブ・バルク空洞の約 $1/3$ で賄えることが試算された。今後はこれまでの研究成果を基にして単空洞から 9 セルの実用空洞に拡張する研究が残されている。

本論文ではシームレス空洞を作る方法としてスピニング法とハイドロフォーム法の二つの方法を用い、それぞれの方法で製作した空洞の優劣を比較したが、どちらの方法で製作しても空洞の性能は TESLA 仕様の 25MV/m 以上の加速電界及び 8×10^9 以上の Q 値が得られた。しかし、スピニング加工で製作した空洞はハイドロフォーム加工のものよりもニオブ表面に発生するクラックが多く、また肉厚が不均一である。クラックを除去するためにはニオブ面を多量に研磨しなければならず、そして肉厚の不均一性は空洞のチューニング操作を困難にすることから、シームレス空洞の製作にはハイドロフォームによる加工の方が好ましいと判断した。

本研究の第一の成果は、ニオブのシームレス管（溶接管でない）と銅のシームレス管の爆着クラッド管からハイドロフォーム法で製作したクラッドシームレス空洞を低温測定した結果、空洞の性能がニオブ・バルク空洞並みの理論的限界値に近い 40MV/m の高加速電界と $\times 10^{10}$ の高い Q 値が得られたこと、また爆着クラッド板をスピニング法で製作した空洞の測定結果でも TESLA で要求される性能を満たすことが確認されたことで、筆者等が提案したクラッドシームレス空洞の現実性を実証したことである。特に、爆着クラッド管からハイドロフォーム法で製作した 1NC2 空洞の測定結果では、表面欠陥が十分除去されていれば、アニール、高圧洗浄、ベーク、化学研磨の表面処理で、電解研磨をしなくても、 40MV/m の高加速電界に達した事実から、ニオブバルク空洞に対してクラッド空洞の優位性を示した。更に、クラッド空洞のニオブの肉厚が 1mm 程度に確保されていればクエンチ後の Q 値の劣化は小さく、クエンチ

後の残留表面抵抗の増加は $3\sim 7n\Omega$ 程度であり、クラッド空洞の有望性を発見した。

二つ目の成果は筆者等が提案したクラッド材をハイドロフォーム法で空洞に製作する点が新しい試みである。これまでにニオブ材あるいは銅材のみの単一金属に対するハイドロフォーム法によるシームレス空洞加工の例はあるが、複合材であるクラッド材を用いたハイドロフォーム法やスピニング法によるシームレス空洞の製作は初めての試みである。筆者はクラッド材のハイドロフォーム法による単空洞の製作技術を確立した。

三番目の成果としては、TESLA 仕様の L-バンド 9セルのクラッド・シームレス空洞の大量生産に向けて、HIP 接合と引抜き伸管の二つの技術を応用した長尺クラッド管の製作技術を確立したことである。筆者の提案したアイデアとして、ニオブ管と銅管のクラッドには一度に大量に且つ安定に接合できる HIP 処理を用い、ニオブを HIP 時の高温や伸管工程での熱処理から保護するためのニオブを銅で包んだ Cu/Nb/Cu の三層構造にした肉厚のクラッド素管を作り、これを引抜き伸管してハイドロフォーム加工に適合した管径の長尺クラッド管を大量生産する方式で、過去には全く例のない新しいクラッド管の製法である。

四番目の成果はニオブバルク性を保ち、従来法の高電界性の良さを受け付けるクラッド材をハイドロフォーム成型でシームレス化して、電子ビーム溶接を省いた空洞の実現によって、TESLA タイプの 9セル実用空洞の製作費を従来法の約 $1/3$ に減額できる目処を立てた。

この他の成果として溶接に関することで、その一つはクラッド材のビームパイプ外側の銅とステンレス製フランジの銅ロー付けの方法を考案したことである。ビームパイプがニオブ材の場合は同材のニオブ・フランジを電子ビーム溶接して取り付けられる。しかしビームパイプの外側が銅のクラッド材の場合は直接電子ビーム溶接ができず、ビームパイプとフランジの間に挟んだ無酸素銅を電子ビームで溶かして銅ロー付けでフランジを固定する (図 10.25)。この溶接方法は本研究のために KEK が独自に製作したハイドロフォーム法によるクラッド空洞のフランジの取り付け方法として新しく開発した技術で、他に類のない方法である。銅ロー付け方式を考案した結果、フランジの材料は必ずしもニオブ材でなくてもよく、安価なステンレス材が使える。この点でも材料費の削減がなされる。他の一つは DESY の製作方式のクラッド材のセル部とニオブ材のビームパイプの溶接方式 (図 7.23) を改善したことである。この部分の溶

接はクラッド空洞の銅の一部を剥ぎ取り、露出した僅かな長さのアイリス近傍のニオブにビームパイプを外側から電子ビーム溶接するので、近接した銅を巻き込んで溶接欠陥を作り真空リークの原因となる。事実 1NC4 空洞では溶接欠陥としてピンホールが生じた。この欠点を解消する溶接方法は、外側溶接点をクラッド空洞の銅部分から遠ざけるために約 25mm 長のビームパイプ径のリングを、銅の巻き込みを防ぐために内側から電子ビーム溶接し、延長したリングの端にビームパイプを外側からの溶接で接ぐ方式である。この方式を用いて DESY で成型したクラッド空洞本体とニオブのビームパイプの溶接を KEK で行った結果、溶接欠陥が解消された。

13-2 今後の課題と問題点

今後の目標は 9 セルの実用加速器を完成させることであるが、このためには製作上の問題点として次ぎのような課題を解決しなければならない。

- (1) 実用空洞に提供する長尺クラッド管の品質改善
- (2) 9セル空洞を hidrofoam 加工する専用機の開発
- (3) インプットカップラー等の取り付け用ポートとビームパイプの溶接方法
- (4) 9セル空洞に拡張した場合の性能確保

(1) に関する課題は、第 8 章で述べたように HIP 接合と引抜き法で長尺クラッド管を大量生産する方法を確立したが、これを使った空洞の成型性や性能を向上させるために、管の真円度や肉厚偏差に関する形状精度を上げる製管の方法を検討する、そして界面でのニオブの凹凸をできるだけ小さくするように改善する、更にニオブ管の肉厚を増量するとともに溶接方法を検討する等である。形状精度の悪い管は hidrofoam での空洞の成型性を低下させ、管の界面の凹凸は空洞のニオブ表面の面粗度を粗くして性能を落とす結果になる。これを仕上げるためには相当量の研磨が必要で、hidrofoam 後の減少した赤道部での 0.3mm 程度のニオブの厚さでは除去しきれない。そして、クラッド管に使用したニオブの溶接シームが完全でないと空洞成型後に亀裂を生じる等の溶接欠陥となる。また、爆着による長尺クラッド管の製作方法も同時に検討し、HIP クラッド管と良否を比較することも課題である。更に、ニオブの保護に用いた管の内側の銅を効率良く除去する方法も検討する必要がある。

(2) については実用空洞を効率的に大量生産するためには専用の加工機が必要で、原理的には成型ペローを加工する方法を応用する。DESY では2セルのニオブ・バルク空洞を完成させている。

(3) は空洞製作に於いてセル部とビームパイプを一体成型した場合であるが、実用機ではカップラー等の導入孔をビームパイプ上に設置する必要があり、ビームパイプに垂直に枝管を溶接しなければならない。一例として、バーリングで張り出した座の部分のニオブを剥き出して、そこにニオブの短管を電子ビーム溶接する。しかし溶接箇所の近傍にクラッドされた銅が存在すると銅を巻き込んで溶かし、その結果割れを伴った溶接欠陥になりリークを生じる。このような問題を克服して実用機の加工技術を具体化しなければならない。

(4) の性能に関しては、クラッド単空洞の加速電界はニオブバルク単空洞と同様に、理論的限界値に近い 40MV/m に達している。例えば、 $\text{RRR}=300$ の高純度ニオブ材の 1.8K に於ける臨界 RF マグネチックフィールド (H_{RF}) を 1800Gauss とすれば、 $H_p/E_{\text{acc}}=43.8$ に設計された 1300MHz の最大加速電界は、 $E_{\text{acc}}=1800/43.8=41\text{MV/m}$ で制限される[13-1]。今後9セルに拡張した場合には、ニオブ・バルクの9セル空洞が 35MV/m の加速電界に達している現状から、クラッド空洞も最低限これに匹敵した性能を確保した空洞製作を実現しなければならない。

[参考文献]

[13-1] K.Saito "Critical Field Limitation of the Niobium Superconducting RF Cavity",
Proceedings of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Epcac Tsukuba
International Congress Hall, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001.

謝 辞

本論文は筆者が高エネルギー加速器研究機構に在任中遂行した研究を退職後にまとめたもので、多くの方々の貴重なご指導とご支援を頂いて完成することができました。

本論文をまとめるにあたり終始全面的に、親切で丁寧なご指導とご鞭撻を頂いた高エネルギー加速器研究機構加速器研究施設の齋藤健治助教授に深く感謝致します。齋藤先生にはこの研究を総合的に推進して頂いたばかりか、本論文の審査に必要な諸手続きに至るまで、こまごまと様々な面でご援助を頂きました。ここにあらためて御礼申し上げます。

高エネルギー加速器研究機構工作センター長 人見宜輝教授、同工作センターの東保男助教授には、本研究を遂行するのに際し多くの研究支援や助言、また論文をまとめるに当たっての叱咤激励等を頂いたとに深く感謝致します。

更に同工作センターの井上均氏には空洞製作や熱処理、材料測定等、この研究に対し一貫して絶大なるご支援・ご協力を頂きました。心から感謝致します。

本研究成果の一部は国際共同研究で得られもので、イタリア INFN-LNL 研究所の V.Palmieri 博士、ドイツ DESY 研究所の W.Singer 博士、アメリカ TJNAF 研究所の P.Kneisel 博士の方々から数多くのご協力を頂きました。ここで厚くお礼申し上げます。

高エネルギー加速器研究機構加速器研究施設 野口修一教授、小野正明助教授、加古永治助手、宍戸壽郎氏、青寛幸氏、達本衡輝氏、総研大の樋口玉緒さん、の Lバンドグループの方々には多くの有益なご指導とご助言を頂きました。深く感謝致します。

本研究の遂行にあたり加速器研究施設から多大なご支援を頂きました。元加速器研究施設長 木原元央教授、現施設長 神谷幸秀教授、現日本原子力研究所東海研究所大強度陽子加速器施設開発センター研究主幹 山崎良成教授の先生方に御礼申し上げます。更に、加速器研究施設 絵面栄二教授、高田耕治教授には有益なご指導とご助言を賜りました。深く感謝致します。

筆者在任中、この研究に対して研究支援（機構長留保）を頂きました。高エネルギー加速器研究機構長 菅原寛孝教授に御礼申し上げます。

また筆者退職後、共通研究施設長 近藤健次郎教授には研究支援を頂き、更に研究環境をも提供して励ましてくださいました。厚く御礼申し上げます。

本論文の執筆を温かく支えて下さった本機構名誉教授 平林洋美先生、並び

に低温工学センター長 新富孝和教授に深く感謝致します。

高エネルギー加速器研究機構工作センターの船橋義聖氏、及び小林芳治氏をはじめ、同工作センターの方々には研究用器機の製作や実験等でお世話になりました。そして論文作成のための、CAD 図の操作やパソコンソフトの整備及び参照図の作成等では同工作センターの久米達哉助手、大久保隆治氏、小池重明氏、須藤とみ子さんのご協力を頂きました。ここで皆様方に御礼申し上げます。

また空洞の低温測定の際は、高エネルギー加速器研究機構低温工学センターより多くの液体ヘリウムの供給を受け、同センターの菅原繁勝氏、飯田真久氏、大畠洋克氏の方々にお世話になりました。厚く御礼申し上げます。

研究の初期の段階に、ニオブと銅のクラッド材を提供して下さった日本原子力研究所東海研究所 竹内末広氏に厚く御礼申し上げます。

空洞の表面処理に関して技術支援を頂いた(株)野村鍍金の 大串重夫氏、鈴木隆房氏、福田英氏の各氏に御礼申し上げます。

L バンド空洞の研究の一貫として、ハイドロフォームに関して共同研究をして頂き、多くの有益なご教示を下された(株)東芝の高石和年氏、小原一浩氏、太田智子さん、渋谷純市氏の各氏に感謝致します。

ニオブと銅のクラッド板のロール圧延やニオブの分析等、本研究のために多大なる技術支援を頂いた東京電解(株)の竹内孝一社長と梅沢裕明氏に心から感謝致します。

クラッド管の引抜き伸管でご協力頂いた日立電線(株)の塚田佐武郎氏、小貫正男氏の両氏と、奥田金属(株)の渡辺覚治氏を始めとする、技術協力をして下さいました方々に御礼申し上げます。

空洞のハイドロフォーム成型の R&D でご協力頂いた(株)幸伸技研の塩川清二社長をはじめ、鈴木哲司氏、及び森井和男氏に御礼申し上げます。

爆着クラッド板や管の製作でご意見やご協力を頂いた旭化成工業(株)の佐藤大吾氏、柿本悦二氏の両氏に御礼申し上げます。

論文一覧

[1] T.Fujino, H.Inoue, K.Saito, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, and T.Shishido, "Explosive Forming of L-band Copper 3-cell Cavities", Proc. of the 20th Linear Accelerator Meeting in Japan, Osaka, Japan, September 6-8, 1995, p.176-p.178.

[2] T.Fujino, H.Inoue, K.Saito, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, T.Shishido, A.Kubota, and S.Koide, "Status of Seamless L-band Cavity Fabrication at KEK" Preprint 95-219 A, March 1996.

[3] T.Fujino, H.Inoue, K.Saito, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, T.Shishido, A.Kubota, and S.Koide, "Hydro-bulge Forming of L-band Copper Single-cell Cavities", Proc. of the 21th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tokyo, Japan, September 30 - October 8, 1996, p.216-p.218.

[4] K.Saito, T.Fujino, H.Inoue, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, and T.Shishido, "Inspection System with a CCD Camera for L-band Superconducting RF Cavities", Proc. of the 21th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tokyo, Japan, September 30 - October 8, 1996, p.219-p.221.

[5] K.Saito, T.Fujino, T.Higuchi, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, and T.Shishido, "Quick Vertical Test System for L-band Superconducting RF Cavities", Proc. of the 21th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tokyo, Japan, September 30 - October 8, 1996, p.222-p.224.

[6] K.Saito, H.Inoue, E.Kako, T.Fujino, S.Noguchi, M.Ono, and T.Shishido, "Superiority of Electropolishing over Chemical Polishing on High Gradients", Proc. of the 8th Workshop on RF Superconductivity, Abano Terme (Padova), Italy, October 6-10, 1997, p.795-p.813.

[7] T.Fujino, K.Saito, H.Inoue, N.Hitomi, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, T.Shishido, Y.Yamazaki, T.Takeuchi, and V.Palmieri, "R&D of Nb/Cu CLAD Seamless

Superconducting RF Cavities”, Proc. of the 23th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tsukuba, Japan, September 16-18, 1998, p.261-p.264.

[8] K.Saito, Y.Higashi, H.Inoue, T.Fujino, N.Hitomi, M.Sakakida, T.Ueno, T.Yokoi, and K.Yamano, “R&D of Welding Method for the Nb/Cu Clad Material”, Proc. of the 23th Linear Accelerator Meeting in Japan, Tsukuba, Japan, September 16-18, 1998, p.265-p.267.

[9] K.Saito, T.Fujino, H.Inoue, N.Hitomi, E.Kako, T.Shishido, S.Noguchi, M.Ono, Y.Yamazaki, and V.Palmieri, “Feasibility Study of Nb/Cu Clad Superconducting RF Cavities”, Applied Superconducting 98, Parnsprings, California, USA, Manuscript Received September 14, 1998.

[10] T.Fujino, V.Palmieri, K.Saito, H.Inoue, N.Hitomi, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, T.Shishido, and Y.Yamazaki, “Promising Performance of the Nb/Cu Clad Seamless Superconducting RF Cavities”, Proc. of the 24th Linear Accelerator Meeting in Japan, Sapporo, Japan, July 7-9, 1999, p.245-p.247.

[11] K.Ohara, J.Shibuya, T.Ota, K.Takaishi, Y.Onishi, K.Saito, T.Fujino, and H.Inoue, “Development of Manufacturing Method Using Hydroforming for Superconducting Cavities” Proc. of the 2nd Superconducting Linear Accelerator Meeting in Japan, KEK, Tsukuba, Japan, May 27-28, 1999, p.145-p.147.

[12] T.Fujino, V.Palmieri, K.Saito, H.Inoue, N.Hitomi, S.Noguchi, M.Ono, E.Kako, T.Shishido, and Y.Yamazaki, “Promising Performance of the Nb/Cu Clad Seamless Superconducting Cavities”, Proc. of the 9th Workshop on RF Superconductivity, La Fonda Hotel, Santa Fe, New Mexico, USA, November 1-5, 1999, Vol.2, p.372-p.375.

[13] T.Fujino, K.Ohara, K.Saito, H.Inoue, N.Hitomi, T.Shishido, E.Kako, M.Ono, K.Abe, T.Higuchi, S.Noguchi, Y.Yamazaki, K.Takaishi, J.Shibuya, and T.Ota, “Development of the Nb/Cu Clad Cavities”, Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.331-p.333.

[14] T.Fujino, K.Saito, H.Inoue, S.Tsukada, N.Hitomi, T.Shishido, E.Kako, M.Ono, K.Abe, T.Higuchi, S.Noguchi, and Y.Yamazaki, "Trial Fabrication of the Cu/Nb/Cu Sandwich Tube for Superconducting Cavities", Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.334-p.336.

[15] T.Fujino, V.Palmieri, K.Saito, H.Inoue, E.Kako, S.Shishido, K.Abe, T.Higuchi, M.Ono, S.Noguchi, N.Hitomi, and Y.Yamazaki, "Performance Evaluation on the Niobium Seamless SC Cavities by Italian Spinning Technology", Proc. of the 25th Linear Accelerator Meeting in Japan, Himeji, Japan, July 12-14, 2000, p.340-p.342.

[16] S.Tsukada, T.Fujino, K.Saito, H.Inoue, N.Hitomi, Y.Yamazaki, M.Ohnuki, and K.Watanabe, "Tube Drawing Technology for Seamless Pipe –Application to the Cu/Nb/Cu sandwich pipe–", Proc. of the 3rd Superconducting Linear Accelerator Meeting in Japan, KEK, Tsukuba, Japan, May 25-26, 2000, p.161-p.179.

[17] W.Singer, H.Kaiser, X.Singer, G.Weichert, I.Jelezov, T.Khabibuline, A.Skasyrskaia, P.Kneisel, T.Fujino, K.Saito, "Hydroforming of Superconducting TESLA Cavities", Proceedings of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Epocal Tsukuba International Congress Hall, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001.

[18] K.Saito, T.Fujino, "R&D of Nb/Cu Clad Seamless Cavities at KEK", Proceedings of the 10th Workshop on RF Superconductivity, Epocal Tsukuba International Congress Hall, Tsukuba, Japan, September 6-11, 2001.