

低温化による低損失高純度銅材加速管の研究

飯野 晃弘

博士（工学）

総合研究大学院大学
高エネルギー加速器科学研究科
加速器科学専攻

平成 28 年度
(2016 年度)

目次

1	序論.....	1
1.1	研究開発背景.....	1
1.2	本論文の目的.....	6
1.3	加速管について.....	7
1.4	開発した低温で運転する高純度銅加速管について.....	8
1.5	電界放出電子について.....	11
1.5.1	電界放出電流(暗電流)と絶縁破壊.....	11
1.5.2	電界放出機構.....	11
1.6	参考文献.....	15
2	低温における高純度銅材の物性評価.....	17
2.1	加速管素材としての高純度銅(6N8銅とクラス1)の比較.....	17
2.2	高純度銅材の RRR (電気抵抗率) の測定.....	20
2.2.1	RRR 測定方法.....	20
2.2.2	RRR 測定結果.....	21
2.3	低温におけるピルボックス空洞の Q 値とその素材の RRR の関係.....	24
2.3.1	ピルボックス空洞の Q 値の計算.....	24
(1)	Q 値の算出方法.....	24
(2)	異常表皮効果について.....	29
(3)	算出した Q 値と RRR の関係.....	30
2.3.2	ピルボックス空洞の Q 値の測定.....	33
2.3.3	Q 値について計算値と測定値の比較.....	35
2.4	低温化による寸法変化と共振周波数変化の関係.....	36
2.5	参考文献.....	38
3	低温環境の構築と低温における加速管の高周波特性評価.....	39
3.1	クライオスタットの構造.....	39
3.1.1	クライオスタットの構造.....	39
3.1.2	クライオスタットの冷却仕様.....	41
(1)	クライオスタット内部の入熱(RF 電力投入前).....	41
(2)	クライオスタットの冷却能力.....	41
(3)	加減速管に投入される RF 電力による損失熱.....	43
3.2	クライオスタットの冷却試験.....	44
3.2.1	冷却試験.....	44
3.2.2	冷却及び昇温過程での減速管端面位置の変位測定.....	46

3.3	加速管の低電力試験.....	48
3.3.1	常温における低電力試験.....	48
	(1) 試験配置.....	48
	(2) 低電力試験結果.....	49
3.3.2	低温における低電力試験.....	51
	(1) 試験配置.....	51
	(2) 低電力試験結果.....	53
3.4	参考文献.....	56
4	低温における加速管の大電力試験.....	57
4.1	大電力試験装置.....	57
4.2	大電力試験項目.....	63
4.3	大電力試験方法.....	66
4.3.1	試験手順.....	66
4.3.2	加速電界強度の測定値について.....	66
4.3.3	暗電流の測定値について.....	66
4.3.4	コンディショニングの進め方.....	68
4.3.5	インターロック.....	68
4.4	コンディショニングの結果.....	70
4.4.1	RFパルス波形.....	70
4.4.2	加速管のVSWR測定及びRF電力透過率.....	70
4.4.3	試験履歴.....	72
4.5	放射線量率及び暗電流量の測定値.....	78
4.5.1	PMT出力波形とRF波形の関係.....	78
4.5.2	放射線量率と加速電界強度の関係.....	79
4.5.3	放射線量率とRFパルス幅の関係.....	81
4.5.4	放射線量率と加速管軸上位置の関係.....	82
4.6	低温における放射線量率及び暗電流量と常温での実験値との比較.....	84
4.6.1	放射線量率の比較.....	84
	(1) 検出条件を補正した放射線量率の比較.....	84
	(2) 放射線源の補正した放射線量率の比較.....	87
4.6.2	暗電流量の比較.....	89
4.7	温度上昇による影響.....	91
4.7.1	RF電力損失による温度上昇と冷凍機の冷凍能力の関係.....	91
4.7.2	加速管特性と運転温度の関係.....	92
4.7.3	想定する還流システムでのエネルギー利得と温度の関係.....	93
4.8	参考文献.....	96

5	結論.....	97
5.1	結論.....	97
5.2	参考文献.....	98
	謝辞.....	99
	付録 1. 熱伝導率の算出.....	100
	付録 2. 熱膨張率の算出.....	101

1. 序論

1.1 研究開発背景

本論文では、常伝導電子リニアックにおいて高電界強度化を図る上で重要な指標である電力効率を示す Q 値の大幅な増大を目的として、従来常温で運転しているところを、低温 20 K 程度で運転する高純度銅製加速管の研究開発について述べる。

電子リニアックでは、**duty cycle** の低いパルス運転の場合には常温で運転する常伝導加速管が用いられるが、**duty cycle** の高いパルス運転や CW の場合には、空洞壁で生じるジュール熱が問題となるため、常伝導加速管を適用出来ず、超伝導加速管が用いられている。しかし超伝導加速管は極低温への冷却や磁場対策の面から常伝導加速管と比較して装置の巨大化や製作及び運転費用が増大する事が難点である。これまで電子リニアックは、様々な学術用加速器に用いられてきたが、近年は、滅菌、排煙、非破壊透過装置等の産業分野や医療へ利用される低エネルギー小型加速器の需要が高まっており更なる発展が期待されている。他分野へ利用されるにあたり、加速器の小型化や低放射線量化が課題となっている

このような中、佐藤勇博士が医療応用向けにパラメトリック X 線 (PXR) 源としてエネルギー回収型クライオ電子リニアックを考案した[1-1]。この加速器は日本大学量子科学研究所電子線利用研究施設 (LEBRA) の PXR 源である電子リニアック [1-2] が基になっている。図 1-1 に LEBRA の PXR を用いて撮像したブタ眼球の吸収像、位相像及び屈折像を示す[1-3]。吸収像は被撮像物にイメージングプレートを密着して撮像され、位相像はイメージング撮像法 (Diffraction Enhance Imaging method) により撮像され、屈折像は画像処理により位相像から吸収像を差し引いた画像である。通常の X 線 (白色 X 線) より PXR (単色 X 線) の方が、コントラストの良い吸収画像が得られる。空間的及び時間的に位相の整っている PXR は輝度が非常に高いために少ない線量で鮮明な画像を得られるという優れた利点を持つ。軽元素で形成される生体の軟組織は X 線吸収係数が少ないために吸収コントラスト画像を得ることは困難であるが、屈折像はコントラストの優れた画像となる。エネルギー回収型クライオ電子リニアックは LEBRA の PXR 源を基に更に少ない照射時間で鮮明な画像が得られるように電子ビームの大電流化や病院に設置できるように小型化を図った装置である。この加速器の概念図及びモデル図を図 1-2 及び図 1-3 に示す。この加速器のサイズはビーム軸間の距離は 5.1 m × 2.4 m 程度である。加速管については、サイズの小さい X バンドの方が望ましいが、ビームシュミレーションによるビーム径や製作難易度が考慮されて、C バンドが選定されている。目標とする PXR パラメーター及び必要となる加速器の還流システムにおけるパラメーターを表 1-1 及び表 1-2 にそれぞれ示す。この加速器の特徴は、クライストロンより投入される RF 電力を還流させることで増幅して加速管の加速電界強度を高くすると共に、減速管で電子ビームのエネルギーを低下させることで、放出される電子ビームがビームダンプと衝突した際に発生する放射線量を低減することである。さらに加

速管素材の表面抵抗が十分小さくなる低温 20 K 程度で運転させることにより、加速管内での電力損失が減少してエネルギー利得 V が高くなるので、加速管ではより高いビームエネルギーが得られ、減速管では入射エネルギー付近までビームエネルギーを低減できることである。加速管のエネルギー利得と還流システムのパルス幅の関係を図 1-4 に示す。そしてビーム電流 I が 0 A と 1 A の場合での運転温度 20 K 及び 300 K の加減速管でのエネルギー利得を図 1-5 に示す。図 1-4 及び図 1-5 に示す V は式 (1-1) から式 (1-4) により表される[1-4]。

$$V = \sqrt{(1 - e^{-2\tau})P_{ring}R_{sh}L - \frac{IR_{sh}L}{2}\left(1 - \frac{2\tau e^{-2\tau}}{1 - e^{-2\tau}}\right)}, \quad (1-1)$$

$$P_{ring} = P_{in} \times M^2, \quad (1-2)$$

$$M = jC \frac{1 - (T_{po}\sqrt{1 - C^2})^n}{1 - T_{po}\sqrt{1 - C^2}}, \quad (1-3)$$

$$T_{po} = 1 - \tau, \quad (1-4)$$

ただし、 P_{in} 、 R_{sh} 、 τ 、 L は表 1-2 に記載されているパラメーターを用いた。 M 、 C 、 T_{po} 、 n はそれぞれ還流システムにおける増倍率、方向性結合器のカップリング、電力透過率、周回回数である。図 1-4 は、周回するに連れて増大する RF 電力ビームエネルギーの様子を示している。周回回数は、表 1-2 に示される加速管及び減速管それぞれの充填時間 t_f 、 $L=1.3$ m 及び長さ 6m とする導波管通過時間 0.024 μ s が考慮され、周回時間は 0.346 μ s を適用した。さらにカップリング C については、クライストロンの RF パルス幅 3 μ s の範囲内で V が収斂するように 1 dB を選定した。また図 1-5 の算出に適用した V は図 1-4 で飽和した値が適用されている。図 1-5 より、加減速管を 300 K (常温) から 20 K に冷却し運転するとエネルギー利得が高くなることが分かる。還流システムで重要なことは、RF 電力損失の少ない加減速管特性を冷却する事によって創設して且つ保つことである。この理由は導波管内と比較して圧倒的に大きい加減速管内での RF 電力損失が、冷凍機の冷凍能力を上回ると、加減速管内の温度が上昇に伴い、性能が落ちてしまうためである。30 K 以上になると加速管内での加速電界強度 E_{acc} は温度上昇と共に著しく低下してしまう。

これまで筆者はクライオ電子リニアックに適用する低温で RF 電力損失の少ない高純度銅製加速管の開発を行ってきた。なお J. Guo 等により低温で常伝導加速管に大電力を投入し高周波特性を測った報告はあるが[1-5]、暗電流や放射線量の報告は初めてである。

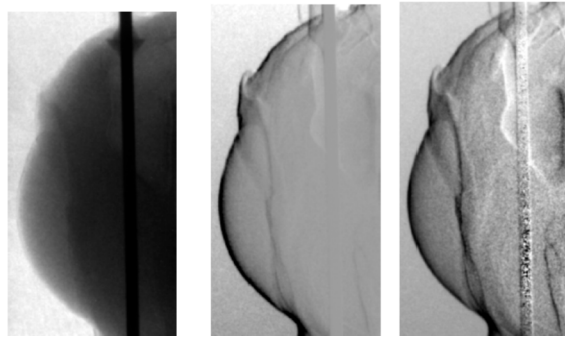


図 1-1 17.5 keV の PXR で撮像したブタ眼球側面：
 (左) 吸収像、(中) 位相像、(右) 屈折像[1-3].

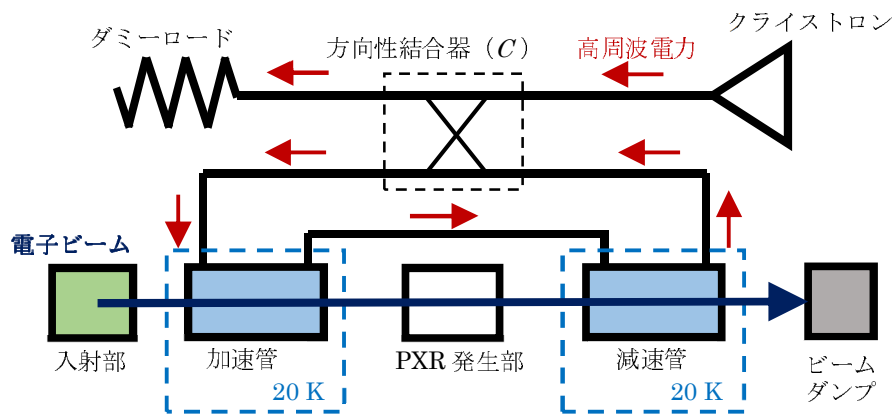


図 1-2 エネルギー回収型クライオ電子リニアックの概念図.

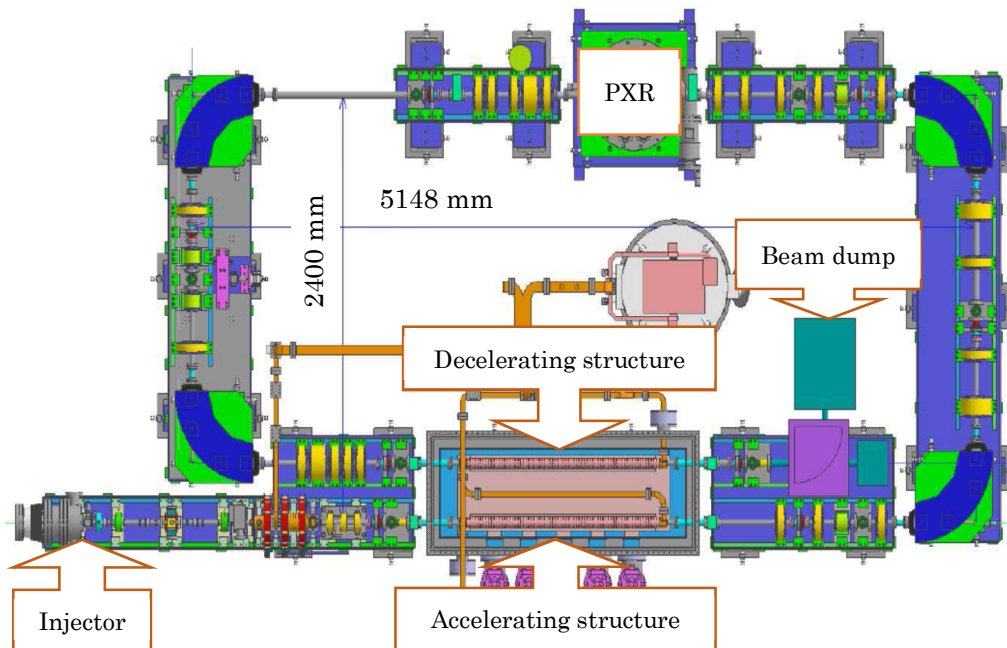


図 1-3 エネルギー回収型クライオ電子リニアックのモデル図.

表 1-1 目標とする X 線パラメーター.

Variable energy range	5 ~ 50 keV
Beam current (average)	50 μ A
Beam current (peak)	1.0 A
Number of photon	$>10^9$ 1/s

表 1-2 還流システムにおけるパラメーター.

Input power ($C=1.0$ dB)	100 MW
Beam energy (ring)	75 MeV
Incident energy	5 MeV
Emitted energy	8.5 MeV
Beam pulse width	3.5 μ s
Structure length L	1.3 m
Filling time t_f	0.16 μ s
Resonance frequency f	5712 MHz
RF pulse width τ_p	2.0 μ s
Repetition rate	50 Hz
Operating temperature T	20 K
Unloaded Q factor Q_0	53,000
Shunt impedance R_{sh}	354 M Ω /m
Attenuation constant τ	0.054

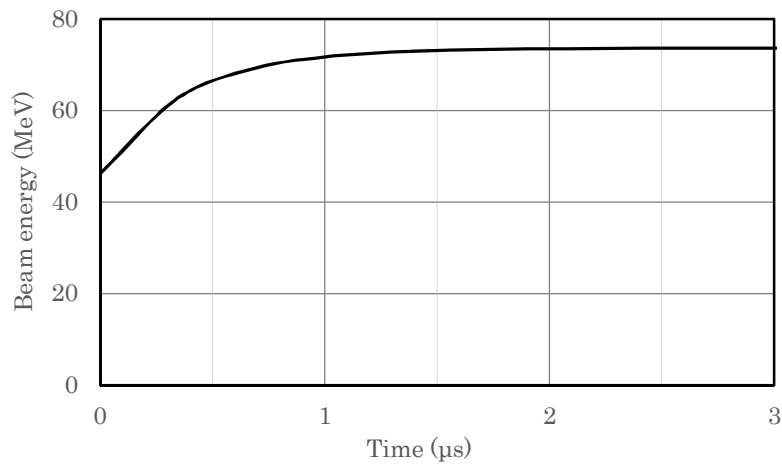


図 1-4 加速管内でのエネルギー利得.

(C : -1.0 dB, Beam energy: 75 MeV, RF pulse width: 2.0 μ s, RF repetition: 50 Hz.)

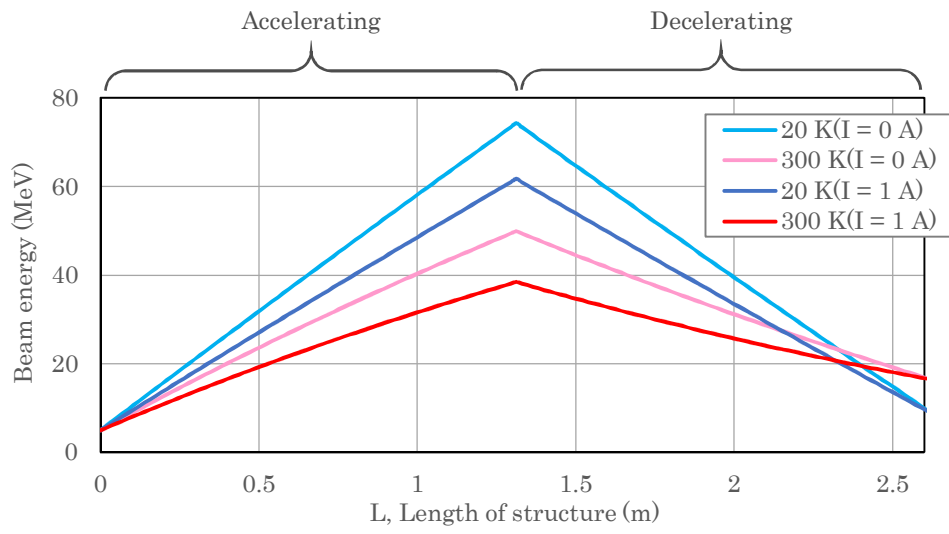


図 1-5 加減速管でのエネルギー利得 ($C = -1.0$ dB) .

1.2 本論文の目的

これまで筆者は、前述のクライオ電子リニアックの実現へ向けて、加速管製作に向けた加速管材料である銅の低温物性試験や加速管の試験及び評価に取り組んできた[1-6, 1-7, 1-8]。本研究の目的は、低温における高純度銅製加速管の運転を実証すること及び、低温における銅製加速管の特性を明らかにすることの 2 つである。これらの目標を達成するため、以下の試験等を実施した。2 章以降に内容の詳細を述べる。

低温における高純度銅材の物性評価

- ① 一般的に常伝導加速管材として使用される純度が 99.99%である無酸素銅（クラス 1）と、さらに高純度な粒子加速器用に開発された銅材（純度 99.99998%、以下 6N8 銅）[1-9]の 2 種類の高純度銅の残留抵抗比 (RRR : Residual Resistivity Ratio) を測定し、RRR の材料や熱処理依存性を明らかにする。
- ② 6N8 銅及びクラス 1 材で製作した TM_{010} モードピルボックス空洞の Q 値 (20 K) / Q 値 (300 K) とその素材の RRR の関係を実験的に求め、空洞の Q 値と RRR の関係を明らかにし、常温から 20 K に冷却した時の加速管パラメーター (Q 値、シャント抵抗 (R_{sh})、減衰定数 (τ)) を算出する。
- ③ 冷却に伴う共振周波数の変化について、高純度銅の熱膨張率の文献値から算出した計算値が製作する加速管材である 6N8 銅材で製作したテスト空洞の実験値を比較し、製作する加速管の共振周波数及び寸法の温度補正に計算値を適用できることを確かめる。

加速管の低温環境の構築と低温における高周波特性評価

- ④ 加速管を冷却するクライオスタットの冷却性能を評価する。
- ⑤ 低温における加速管の高周波特性を測定し、運転温度 20 K においてクライストロン電力を投入できることを確かめる。

低温における加速管の大電力試験

- ⑥ 低温におけるコンディショニング特性を常温のデータと比較検証する。
- ⑦ 放射線量・暗電流のパルス幅や加速電界強度依存性を測定する。

1.3 加速管について

ビームを加速する加速管は加速器全体の主要装置の1つである。通常の進行波型加速管は、入出力結合空洞（以下、入出カプラー空洞）及び加速空洞から構成されている。カプラー空洞では、短形導波管基本波モード TE_{10} (Transverse Electric field) と加速モードである円形導波管モード TM_{01} (Transverse Magnetic field) のマイクロ波のモード変換及びインピーダンス整合が行われる。加速空洞ではビーム加速が行われるので、空洞内にはある一定のエネルギーが蓄積されるが、このエネルギーは空洞壁でジュール損失として消費されてしまう。式 (1-5) に示すように加速電界強度の2乗に比例し空洞壁でのジュール損失が増大するので、従来の常伝導加速管では数割ものエネルギーが消費されてしまう[1-10]。このため他の金属と比較し高い電気伝導度を示す銅製の空洞であっても加速電界強度が高くなると空洞壁でのジュール損失が極めて増大し、エネルギー効率が悪化すると共に空洞壁の冷却が問題となる。このため、これまで常温で運転される常伝導加速管で、高い電界強度が必要な場合には **duty cycle** の小さいパルス運転に限られており、高い電界強度で CW 運転が必要な場合には近年精力的に研究開発されてきた超伝導加速管が適用されている。

$$P_c = \frac{V_c^2}{R_{sh}} = \frac{(E_{acc} \cdot L)^2}{R_{sh}}, \quad (1-5)$$

ここで、 P_c は空洞壁損失、 L は加速管長さ、 V_c は加速電圧、 E_{acc} は加速電界強度である。

現在加速管に関する主な研究として、常伝導加速管では高電界加速に関する研究が挙げられる。高電界性能の限界が明らかになっておらず、電界放出電流により制限を受けている。そのため電界放出に由来する暗電流の低減の研究も行われている。超伝導加速管では、上述したようにコストや装置の大きさが問題となっており、これらの低減が性能強化につながることも多く、研究対象となっている。加速管表面の発熱を抑えるために空洞の材料、表面処理や洗浄に関する研究が盛んに行われており、これらの研究成果により加速管 Q 値や加速電界の向上が期待されている。最新の加速管仕様の一例を表 1-3 に示す[1-11, 1-12]。

表 1-3 最新の常伝導加速管と超伝導加速管の一例。

Project		STF2 (KEK)	X-FEL (SP-8)
Conductivity		Superconductivity	Normal conductivity
Operation temperature	K	2	303
Accelerating Gradient	MV/m	31.5	50
Frequency	MHz	1300	5712
Pulse Width	μs	1000	2.5
Repetition Rate	Hz	5	60
Required RF Power	MW	0.2	107 (SLED)
Number of cell per Cavity		9	100
Number of Cavity		14	128
Length per Cavity	m	~1	1.8
Q_0		~10 ⁶	8000
Accelerating Mode		2/π	2/3π

1.4 開発した低温で運転する高純度銅加速管について

表 1-4 に本研究に用いた加速管の主要設計パラメーターを示す。20 K におけるパラメーター (Q_0 、シャント抵抗 R_{sh} 、減衰定数 τ) は、300 K の条件で 2 次元電磁場共振モード解析コードである SUPERFISH[1-13]により算出された値から、2 章で示すピルボックスの Q 値測定結果を反映して Q_0 及び R_{sh} は共に比 5.2 倍、 τ は 300 K 比 1/5.2 倍となっている。一般的な C バンド加速管と比較してディスク孔径 $2a$ が大きくなっているが、還流システムにおいてエネルギー利得が短時間で一定に到達するために充填時間 t_f を短くすることやビームハロー対策としてそのように設計された。本加速管は $2/3\pi$ モードの準定電界進行波型加速管である。通常のだ電界型加速管では、各空洞の加速電界強度が一定となるようにディスク孔径を変化させるが、準定電界型加速管では、ディスク孔径が一定の間隔で小さくなっており、本加速管では 37.5 μm 間隔で小さくなっている。SUPERFISH で算出した No35 セルの電場分布を図 1-6 に示す。

本加速管 (図 1-7) はディスクとスペーサー (図 1-8) を組み合わせた 74 個の加速空洞と 2 個の入出カプラー空洞からなり、全長は約 1.3 m となる。本加速管の主な製造工程を図 1-9 に示す。ディスクとスペーサーの素材には 6N8 銅が用いられ、入出カプラー空洞の素材にはクラス 1 材が用いられた。ディスクとスペーサー及び入出カプラー空洞は、ダイヤモンドバイトを用いた超精密旋盤による切削加工で鏡面に仕上がっている。切削時には微細加工に適した切削油を使用し、加工後は浸漬洗浄とアルコールによる表面ふきあげを行う。寸法精度は $\pm 2 \mu\text{m}$ 、表面粗度はディスクの R 部が最大高さ粗さ $R_z 0.4 \mu\text{m}$ 以下であり、平面部が $R_z 0.4 \mu\text{m}$ 以下である。これらの加工は温度と湿度が管理された室内で行われ、加工されたものは同様の室内で密封し保管される。加工されたディスクとスペーサーは 25 枚程度ずつ交互に積み重ねて拡散接合されて、3 つの加速空洞が製作される。その後これらの加速空洞及び入出カプラー空洞を電子ビーム溶接 (以下、EBW) にて接合する。そして入出カプラー空洞にビームポート用フランジを TIG 溶接した後、EBW 接合部近辺に設置された RF チューナーをチューニングして本加速管が完成する。

常伝導加速空洞の接合には、拡散接合[1-14, 1-15, 1-16]、電鋳[1-17]、ろう付けのいずれかの手法で接合されることが一般的であるが、電鋳法が用いられることが多い。電鋳法は他の接合方法のように高温での接合ではなく、常温で行うので接合時に熱変形が生じないためである。電鋳の際、電鋳応力が生じることにより空洞寸法が変化し共振周波数が変化するが、コントロール可能であるので位相調整用チューニングを必要としない。これが常温で運転する加速管の接合において電鋳法が重宝される最大の理由である。

本加速管の場合には、運転温度は低温 20 K であるので、 Q 値の向上を期待できる残留応力の低減の効果のある高温での接合が好ましいと考えられる。拡散接合は異種金属を用いず原子の拡散により接合されるので接合面の密着性が良く、被接合物は一体化し接触抵抗が低減すると考えられる点においても、 Q 値の向上は期待できる。これらの理由により本加

速管の接合には拡散接合が用いられた。

表 1-4 加速管の主要設計パラメーター。

種類	単位	本加速管材 (三菱マテリアル製 6N8 銅)	参考値 (日立金属製クラス 1)
RRR		2,000	300
型		準定電界進行波型	
加速モード		2/3 π モード	
運転周波数 f	MHz	5712	
運転温度 T	K	20	
全長 L	m	1.3	
加速空洞数 N	ヶ	74	
ディスク孔径 $2a$	mm	13.2625 ~ 16.0000	
Q_0 (300K)		9,940	
Q_0 (20K)		53,280	52,780
シャント抵抗 R_{sh} (300 K)	M Ω /m	66	
シャント抵抗 R_{sh} (20 K)	M Ω /m	354	350
減衰定数 τ (300 K)	Np	0.290	
減衰定数 τ (20 K)	Np	0.054	0.055
群速度 v_g/c	%	2.7	

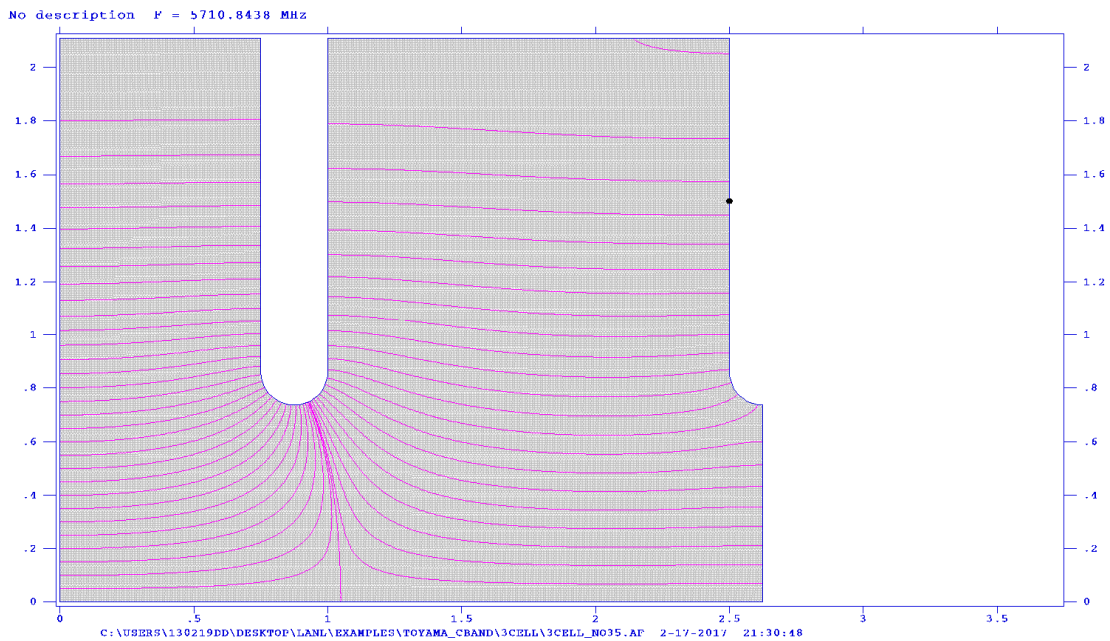


図 1-6 SUPERFISH で算出した No35 セルの電場分布。

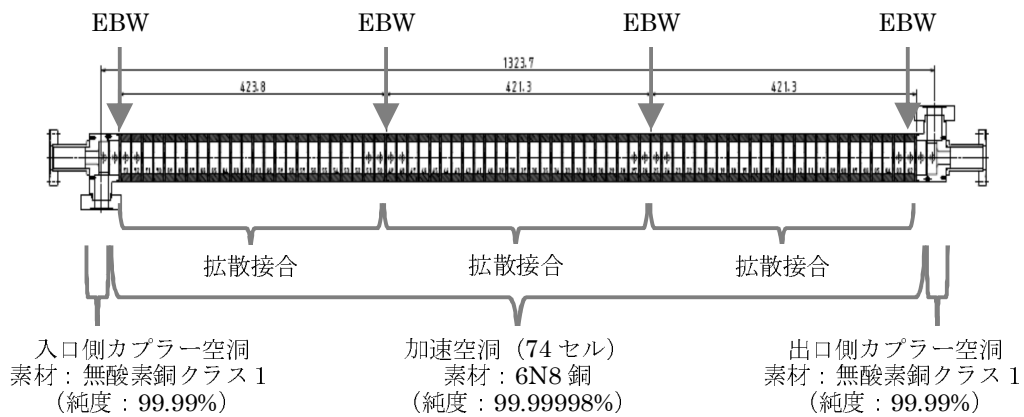


図 1-7 加速管概要図 (寸法単位：mm) .

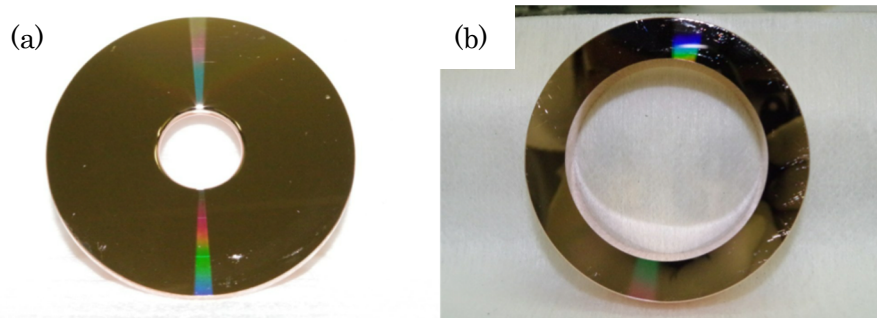


図 1-8 (a) ディスク、(b) スペーサー.

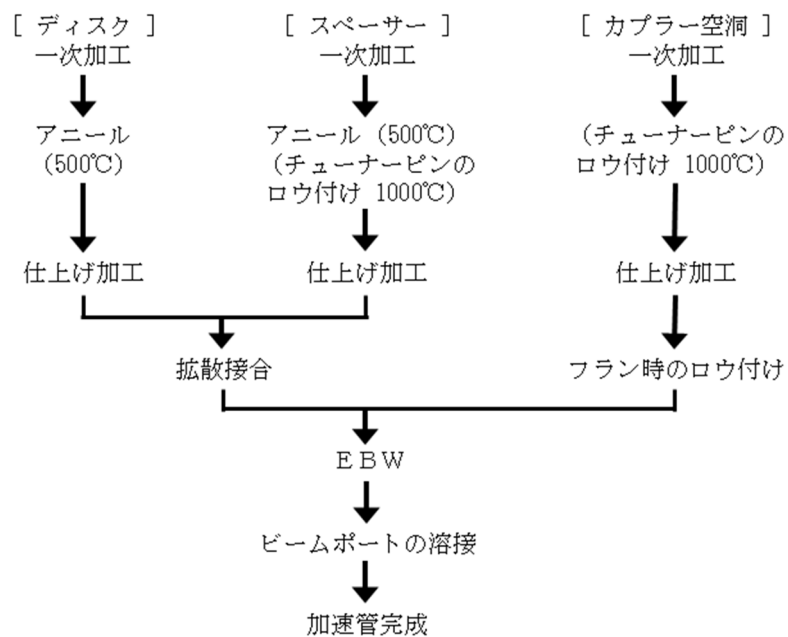


図 1-9 本加速管の主な製造工程.

1.5 電界放出電子について

1.5.1 電界放出電流（暗電流）と絶縁破壊

真空中で金属電極間に印加する電圧を上昇させていく時、微小電流が流れ、図 1-10 に示すような結果が得られる。電圧に対して単調に増加していく電流を暗電流（dark current）、或いはある電圧で突然電流が急増するが、これが絶縁破壊（breakdown）である。暗電流は、コンディショニングが進んでいないほど頻繁に微小放電（micro discharge）と呼ばれる不安定な状態となる。微小放電は、主に電子の突発的な放出、表面からの埃等の微粒子（micro-particle）の遊離や表面に残っている局所的なガス分子の放出等が挙げられる[1-18, 1-19, 1-20]。金属表面より放出した電界放出電子は暗電流として観測されるが、加速管内で電子ビームはその加速に必要なエネルギーを電界放出電子に奪ってしまうので、電子ビームの高電界加速に暗電流量の低減が必要となる。一般的に超伝導加速管材として用いられるニオブやタングステンから発生する暗電流量は温度に依存し、低温下では暗電流量が少なくなるという報告[1-21, 1-22]があり、低温で運転する本加速管では暗電流量の大幅な低減が期待できる。また電界放出電子が加速管内壁に衝突すると放射線を発生することから、と放射線量には密接な関係がある。その他にも暗電流は、電子ビームの加速に必要なエネルギーを奪ってしまうことやバックグラウンド増加による衝突点での物理実験への影響や wakefield を引き起こす可能性のあることが知られている[1-23]。

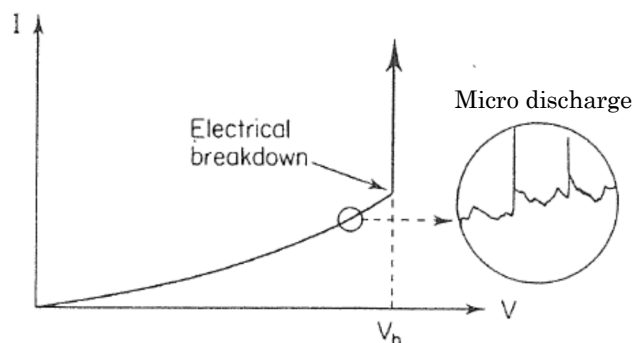


図 1-10 電流-電圧特性[1-18].

1.5.2 電界放出機構

真空中に置かれた金属表面からは、熱電子、電界放出電子、光電子などが放出される。その放出率や放出される際の運動エネルギーは固体中に電子の存在していたエネルギー準位や仕事関数で決まる。放電現象においては電界放出電子が主に影響している。電界放出電流は金属表面からのトンネル現象によって発生し、理論的には Fowler-Nordheim の式を基に電流密度 j_F (A/m²) は表面電界強度 E (V/m) と仕事関数 ϕ (eV) の項を持つ式 (1-6) で表される。トンネル現象は電界強度が大きくなると表面のポテンシャル障壁が薄くなり、電界

放出電子が放出されやすくなる（図 1-11）。

$$j_F = \frac{1.54 \times 10^{-6} \times 10^{4.52} \phi^{-0.5} E^2}{\phi} \exp\left\{\frac{-6.53 \times 10^9 \phi^{1.5}}{E}\right\}. \quad (1-6)$$

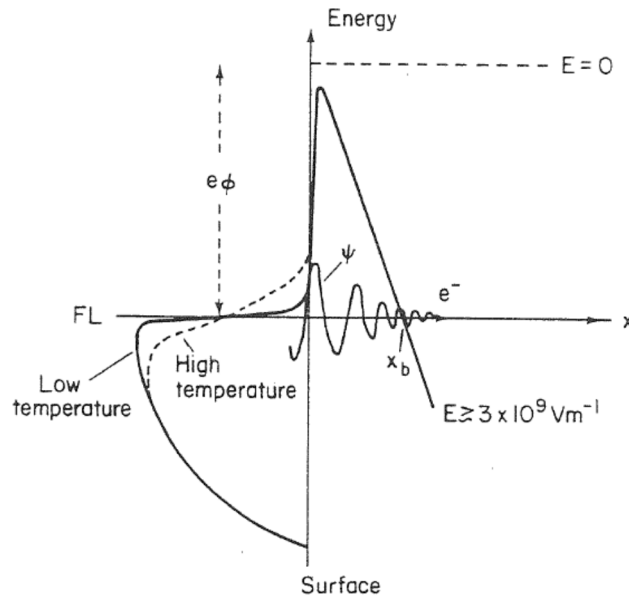


図 1-11 電子の電界放出の模式図[1-18].

金属表面は理想的に平坦となっておらず微小突起が存在し、この突起により局所的に微小放電が生じて表面電界強度が増大する。増大した局所的な表面電界強度 E_m と理想的な電界強度は電界増倍係数 β を用いて式 (1-7) で表される。電界増倍係数 β と微小突起の関係を図 1-12 に示す。 β は微小突起の大きさや形状に依存していることが分かる。

$$\beta = \frac{E_m}{E}. \quad (1-7)$$

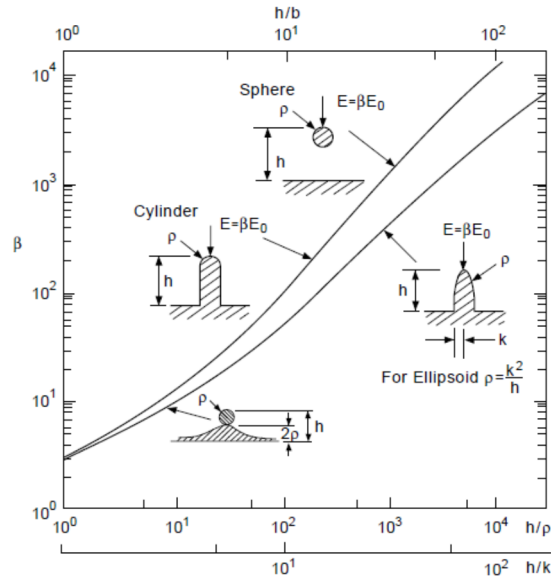


図 1-12 電界増倍係数 β と微小突起の関係[1-23].

電界放出に寄与する面積を A_e とすると、式 (1-6) から、電界放出電流 I_F は式 (1-8) に表される。

$$I_F = \frac{1.54 \times 10^{-6} \times 10^{4.52\phi^{-0.5}} A_e \beta^2 E^2}{\phi} \exp\left\{-\frac{6.53 \times 10^9 \phi^{1.5}}{\beta E}\right\}. \quad (1-8)$$

金属表面での微視的な RF 電界を $E_0 \sin \omega t$ とすると、平均電界放出電流 \bar{I}_F は式 (1-9) に示すように時間平均で表される。 T は RF 電界の周期とする。

$$\begin{aligned} \bar{I}_F &= \frac{1}{T} \int_0^T I_F(t) dt \\ &= \frac{1.54 \times 10^{-6} \times 10^{4.52\phi^{-0.5}} A_e \beta^2 E_0^2}{\phi} \frac{1}{T} \int_0^{\pi/4} \sin^2 \omega t \exp\left\{-\frac{6.53 \times 10^9 \phi^{1.5}}{\beta E_2 \sin \omega t}\right\} dt. \end{aligned} \quad (1-9)$$

さらに積分計算を解くと式 (1-10) のように表される。

$$\bar{I}_F = \frac{5.7 \times 10^{-12} \times 10^{4.52\phi^{-0.5}} A_e (\beta E_0)^{2.5}}{\phi^{1.75}} \times \exp\left\{-\frac{6.53 \times 10^9 \phi^{1.5}}{\beta E_0}\right\}. \quad (1-10)$$

I_F 、 E 、 ϕ と式 (1-11) に示す関係 (Fowler-Nordheim plot) より、 β は求められる。この具体例を図 1-13 に示す。

$$\frac{d(\log_{10} I_F/E^{2.5})}{d(1/E)} = -\frac{2.84 \times 10^9 \phi^{1.5}}{\beta}. \quad (1-11)$$

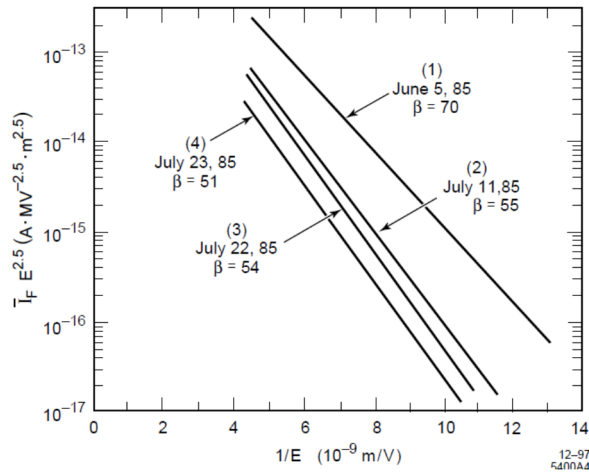


図 1-13 S バンド 7 セル加速管で得られた Fowler-Nordheim plot の一例[1-23].

1.6 参考文献

- [1-1] I. Sato, et al., “Developments of Coherent X-ray source based in cryogenic electron linac.” Proceedings of the 11th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan (2014).
- [1-2] I. Sato, et al., “日本大学電子線形加速器の現状と研究計画.” Proceedings of the 27th Linear Accelerator Meeting in Japan (2002).
- [1-3] 佐藤勇, “コヒーレント単色 X 線の医療応用”, OHO’12, 10 章(2012).
- [1-4] 山口誠哉, “加速管・立体回路”, OHO’02, 5 章(2002).
- [1-5] G. Jiquan, et al., “Cryogenic RF Material Testing with a High-Q Copper Cavity.” American Institute of Physics Conference Series, 2010, pp. 330-335.
- [1-6] A. Iino et al., “PROPERTY TEST OF THE CRYOGENIC QFACTOR FOR HIGH PURITY COPPER.” Proceedings of the 12th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan (2015).
- [1-7] A. Iino et al., “PROPERTY TEST OF THE Q-FACTOR FOR HIGH-PURITY COPPER AT THE TEMPERATURE OF 20K.” Proc. of IPAC2016. (2016).
- [1-8] A. Iino et al., “High-Power Test of C-band Accelerating Structure at 20 K.” Proceedings of the 13th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan (2016).
- [1-9] 坂本敏夫等, ”粒子加速器用銅材料、粒子加速器用銅管及び粒子加速器用銅管の製造方法、並びに、粒子加速器”, 特開 2011-236484 (2011.11.24)
- [1-10] 阪井寛志, “超伝導加速空洞”, OHO’15, 7 章(2015).
- [1-11] 加古永治, “超伝導空洞の基礎”, OHO’14, 5 章(2014).
- [1-12] T. Sakurai, et al., “High power RF conditioning of C-band disk-loaded type accelerating structure.” Proceedings of the 11th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan (2014).
- [1-13] K. Halbach, and R. F. Holsinger. “SUPERFISH-a computer program for evaluation of RF cavities with cylindrical symmetry.” Particle Accelerators 7.4 (1976) 213-222.
- [1-14] I. Kawakatsu, and K. Seiji. “Study on Diffusion Bonding of Metals.” Journal of the Japan Institute of Metals 40 (1976) 96-103.
- [1-15] Y. Fukaya, et al., “Diffusion Bonding of Copper Machined Ultra Finely: Study on Diffusion Bonding of Copper (Report 1).” Quarterly Journal of the Japan Welding Society 15.3 (1997) 467-475.
- [1-16] Y. Higashi, et al., “Study on High-precision Diffusion Bonding for X-band Accelerator Structure.” KEK Report 00-2 (2000).
- [1-17] J. Tanaka, et al., “On Electroforming of Disk-loaded Waveguide of Linear

- Accelerator”, *Appl. Phys. in Japan*, 31.2 (1962) 146-154.
- [1-18] 齊藤芳男, “高周波放電と表面”, *OHO'90*, 8 章(1990).
- [1-19] K. H. Bayliss, R. V. Latham, “An analysis of field-induced hot-electron emission from metal-insulator microstructures on broad-area high-voltage electrodes.” *Proc. R. Soc. London*, A403 (1986) 285-311.
- [1-20] R. P. Little, W. T. Whitney. “Electron emission preceding electrical breakdown in vacuum.” *Journal of Applied Physics* 34 (1963) 2430-2432.
- [1-21] R. Klein, L. B. Leder, “Temperature Dependence of Electron Emission in the Field Emission Region” *Phys. Rev.* 124 (1961) 1046-1049.
- [1-22] R. Klein, L. B. Leder, “Field Emission from Niobium in the Normal and Superconducting States” *Phys. Rev.* 124 (1961) 1050-1052.
- [1-23] J. W. Wang, G. A. Loew, “Field emission and RF breakdown in high gradient room temperature linac structures.” Talk given at, SLAC-PUB-7684 (1997).

2. 低温における高純度銅材の物性評価

本章では、まず本加速管の加速空洞材として用いる 6N8 銅と常温で運転する加速管材に一般的に用いられるクラス 1 の残留抵抗比 (RRR) を比較した。次に本加速管では、運転温度 20 K で Q 値及び R_{sh} が高く、 τ が低くなることが特徴であるが、6N8 銅材空洞の 20 K での Q 値は常温比何倍になるのかを明らかにすると共に RRR の違いによって 20 K での Q 値にどのような違いが出るのかをこれらの材料を用いて実験的に検証した。最後に熱収縮や熱膨張による加速空洞の寸法変化に伴い共振周波数が変化するが、300 K から 20 K への温度変化に伴う共振周波数の変化量を計算及び実験より求め、温度変化による寸法及び共振周波数変化の補正値を決定した。

2.1 加速管素材としての高純度銅 (6N8 銅とクラス 1) の比較

一般的に加速管素材には、高い電気抵抗率や熱伝導性、真空中での低ガス放出特性等が求められるが、常伝導加速管材料としては日立金属製の高純度銅材であるクラス 1 (純度 99.99%) [2-1] が広く用いられている。本加速管材である 6N8 銅は低温で優れた電氣的性質を示すよう開発された材料である。これらの材料について、加速管材としての観点から比較する (表 2-1)。本章で後に示すように RRR が高い 6N8 銅の方がクラス 1 と比較して低温で電気伝導と熱伝導が高く、常温時と比較した低温での Q 値が 1 割程度高い。しかしながら 6N8 銅材は純度が高いため柔らかく、クラス 1 材と比較し機械加工性や取り扱いが難しいと考えられる。コストの面で 6N8 銅材の方が 10 倍程度高いことも難点である。本加速管の加速空洞の接合では、残留応力をもっとも低減の期待できる接合手法である拡散接合法を用いる。程度は不明[2-2] ながら、純度が高いほど接合性が良いことが報告されているので、拡散接合では 6N8 銅材の方がクラス 1 よりも接合性が優れていると考えられる。

これら 2 種類の材料の成分を表 2-2 に示す[2-3]。高純度銅の RRR は、含有不純物のうち S、As、Fe、P 等の影響を大きく受けることが報告されている[1-6]。無酸素銅の材料組織の分類については、供試材 (無酸素銅) を水素気流中 1293 K×1800 sec 焼鈍の後にエッチング、組織観察し、図 2-1 のクラス判定チャートに従って結晶粒の大きさ及びガスポロシティー (材料中にトラップされたガス成分) によりクラス判定される[2-4]。不純物が少なくなる程、水素焼鈍により結晶粒が成長し、酸素など含有ガス成分が少ない程、水素焼鈍で発生するポロシティーが減少し、健全な組織となる。最も健全な組織を有する材料が「Class 1」に分類される。参考文献[2-4]に記載されている 6N8 銅とクラス 1 のマクロ観察結果を図 2-2 に示す。試料の製作工程は、鑄造⇒熱間鍛造⇒冷間加工である。いずれの材料も「Class 1」に分類されるが、6N8 銅の方が結晶粒の成長が良好な結果が得られている。この成長性の違いについては、6N8 銅はクラス 1 と比較し不純物量が 1/100 オーダー少ないことが起因していると考えられる。このように低温における加速管の材料として両者に甲乙付けがた

いが、本加速管材には調達済みであった 6N8 銅が用いられた。

表 2-1 加速管材料としてのクラス 1 と 6N8 銅の比較

比較項目	6N8 銅	クラス 1
純度	99.99998%	99.99%
電気伝導性 (20K)	◎	○
熱伝導性 (20K)	◎	○
拡散接合性	◎	○
機械加工性	△	○
取り扱い性	△	○
真空	○	○
含有量 H (単位 : ppm)	○ (0.2)	○ (N/A)

表 2-2 6N8 材とクラス 1 材の純度及び不純物含有量の一覧表 (単位 : ppm) [2-3].

製造元	三菱マテリアル	日立金属	
品名	6N8 銅	クラス 1	
純度	99.99998	99.99	
不純物成分	Ag	0.083	(< 15)
	As	< 0.01	(< 5)
	Cr	0.005	N/A
	Fe	0.017	(<10)
	S	0.033	8
	Si	0.043	(< 5)
	Sn	< 0.01	(< 2)
	Sb	< 0.002	(< 4)
	Bi	< 0.001	(<1)
	Ni	< 0.001	(< 5)
	Pb	< 0.001	4
	P	N/A	2
	O	0.5	2
	H	0.2	N/A
Other	< 0.005	N/A	

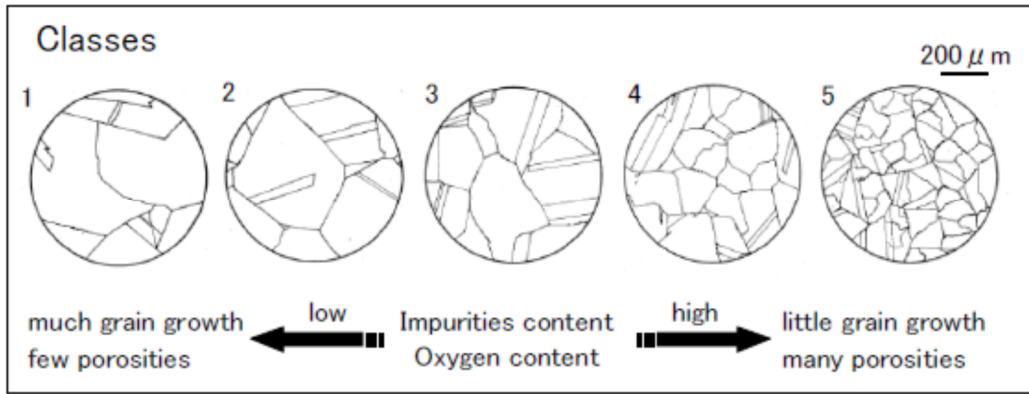


図 2-1 無酸素銅の ASTM-F68 クラス判定チャート [2-4].

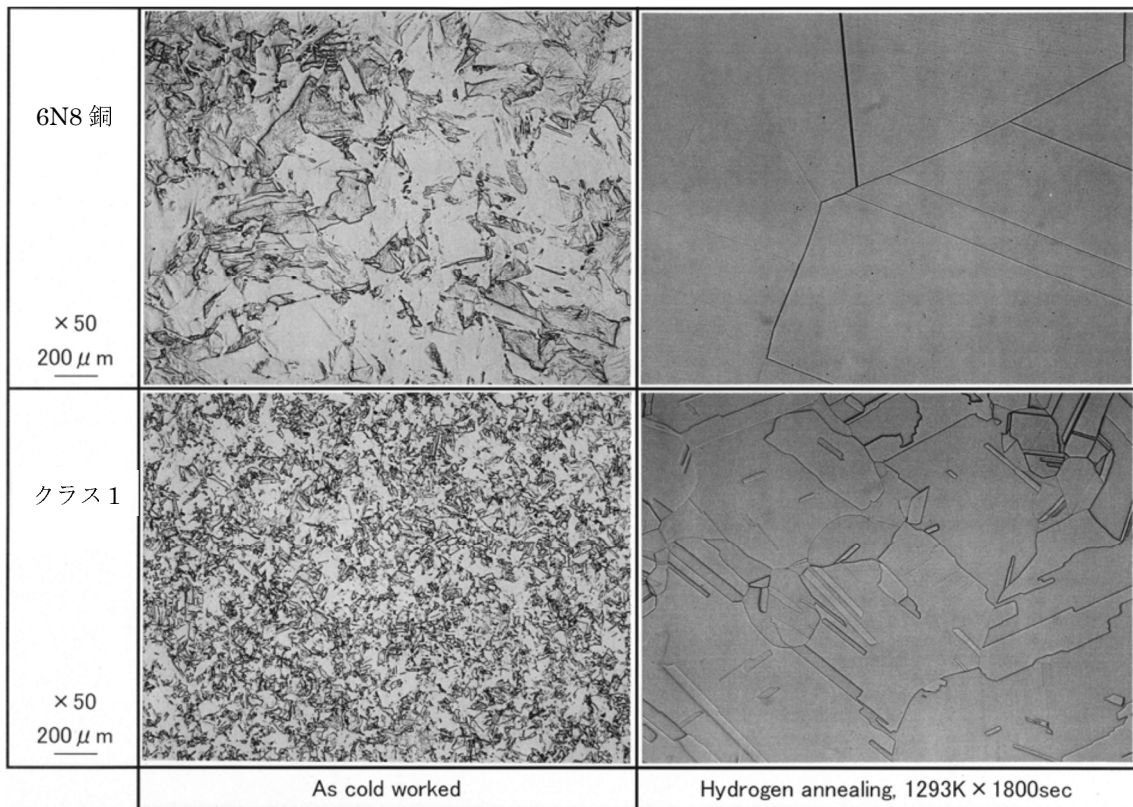


図 2-2 6N8 銅とクラス 1 のマクロ観察 (ASTM F68) [2-4].

2.2 高純度銅材の RRR（電気抵抗率）の測定

2.2.1 RRR 測定方法

本測定は、6N8 銅材とクラス 1 材について実施した。両材料ともに真空中で 300°C、500°C、700°C、900°C でそれぞれ 3 時間のアニール処理を施したものとアニール未処理のものを測定した。RRR の測定値については、式(2-1)より、極低温（4 K）と常温（300 K）で測定した電圧値よりそれぞれの電気抵抗率 ρ を求め算出した。本測定では、接触抵抗を低減するために 4 端子法を用い、低電圧ソースメータ（Keithley Model 2401）とナノボルトメータ（Keithley Model 2182A）との組み合わせによるデルタモードで計測し熱起電力の影響を低減した。本測定の測定配置写真を図 2-3 に示し、図 2-4 にクライオスタット内の測定配置図及び試料の写真を示す。クライオスタット内に液体ヘリウムを注入し、測定試料を 4 K まで冷却する。十分時間が経過し試料とその周辺温度が安定した後、ヒーターで加熱し液体ヘリウムを気化させる。その後も昇温速度が 2 min/K 程度になるようにヒーターで適宜加熱し、昇温過程で 4 K から 300 K までの電気抵抗率 ρ の実験値を得た。また RRR10,000 程度の極低温で高い電気伝導性を示す試料においても極低温時に数百 nV と十分な電圧測定感度を得られるように、電流を 1 A、試料サイズを断面 1 mm×1 mm、長さ 100 mm に選定した。式(2-1)及び後述の式(2-9)より、RRR10,000 の 4 K での平均自由行程 l は 0.4 mm 程度になり、サイズ効果の影響を受ける可能性が考えられるが、RRR5,000 程度であれば極低温でも十分な精度で測定できると考えられる。参考としてアルミニウムでの場合を例に挙げると、同等の条件ではサイズ効果がほとんど影響されないことは知られている [2-5]。

$$\text{RRR} = \frac{\rho(300\text{K})}{\rho(4\text{K})} = \frac{\sigma(4\text{K})}{\sigma(300\text{K})}. \quad (2-1)$$

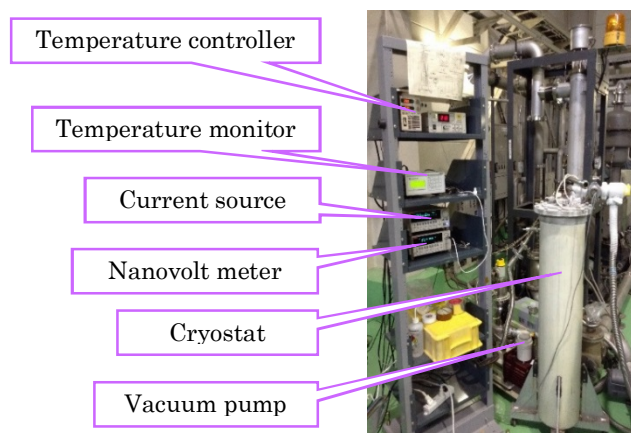


図 2-3 高純度銅の電気抵抗率 ρ の測定配置写真。

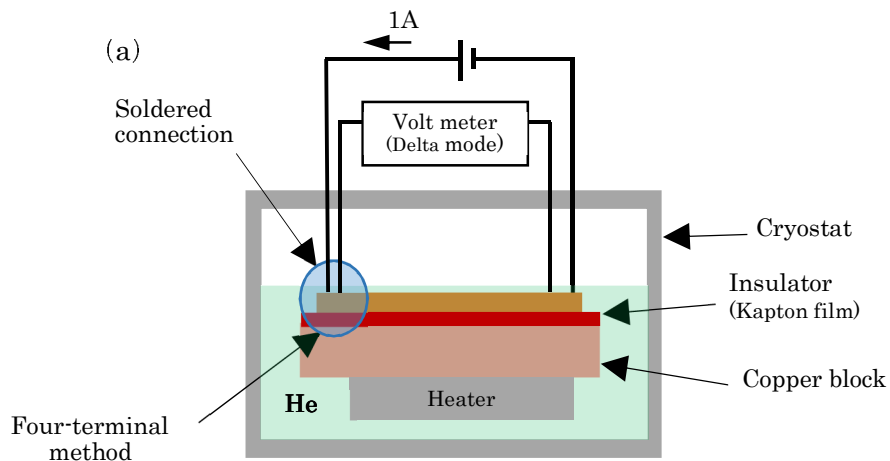


図 2-4 (a) チャンバー内の測定配置図及び、 (b) 設置済みの高純度銅材試料.

2.2.2 RRR 測定結果

電気抵抗率 ρ の温度依存性を図 2-5 に示す。次に 300 K と 20 K での電気抵抗率の比 $\rho(300\text{ K})/\rho(20\text{ K})$ のアニール処理温度 (T_a) 依存性の測定結果を図 2-6 に示す。図 2-6 より、加速管接合温度である 900°C でアニールした試料の $\rho(300\text{ K})/\rho(20\text{ K})$ については、クラス 1 では 300 程度が得られ、6N8 銅では最大 1200 程度が得られた。6N8 銅では、 T_a が 700 °C の時、 $\rho(300\text{ K})/\rho(20\text{ K})$ が最も高い結果となった。クラス 1 では、 T_a が 500 °C から 700 °C の範囲で RRR はあまり変わらない結果となった。ところで式 (2-1) より、RRR は 300 K 及び 4.2 K での電気抵抗率の比を示す。室温である 300 K では電気抵抗の主因はフォノンであり、RRR による違いは現れないことは知られている。極低温 4.2 K では、フォノンの影響を無視できるようになり、不純物格子欠陥 (点欠陥、転位、結晶粒界等) や表面散乱が電気抵抗の主要因となることから、アニール処理温度が 700 °C 程度までは、温度が高いほ

ど応力除去により格子欠陥が減少して RRR が大きくなったと考えられる。高温になるほど結晶成長はなされるが、特にアニール処理温 900°C を施した 6N8 銅材の試料は目視で分かるくらい粒成長 (grain growth) していた (図 2-7)。このように結晶が肥大化すると個々の粒界にかかる応力が増えると報告されていることから [2-6]、RRR の減少の効果が薄れてしまったのではないかと考えられる。

これまで述べたように理論的には格子欠陥や表面散乱の影響が同じであれば、材料純度に比例し RRR は高くなるが、上述のサイズ効果や不純物の種類により電気抵抗への影響が異なることが知られている。また、極低温での電気抵抗率の標準偏差は、6N8 銅では 1.1% 程度であり、クラス 1 では 0.4% 程度であったので RRR の測定誤差が少なかったが、RRR が高いほど測定誤差が大きくなること (RRR ~ 10,000 では約 ±20%) が報告されている等 [2-3]、RRR について解明されていない点が残っており今後の研究課題である。

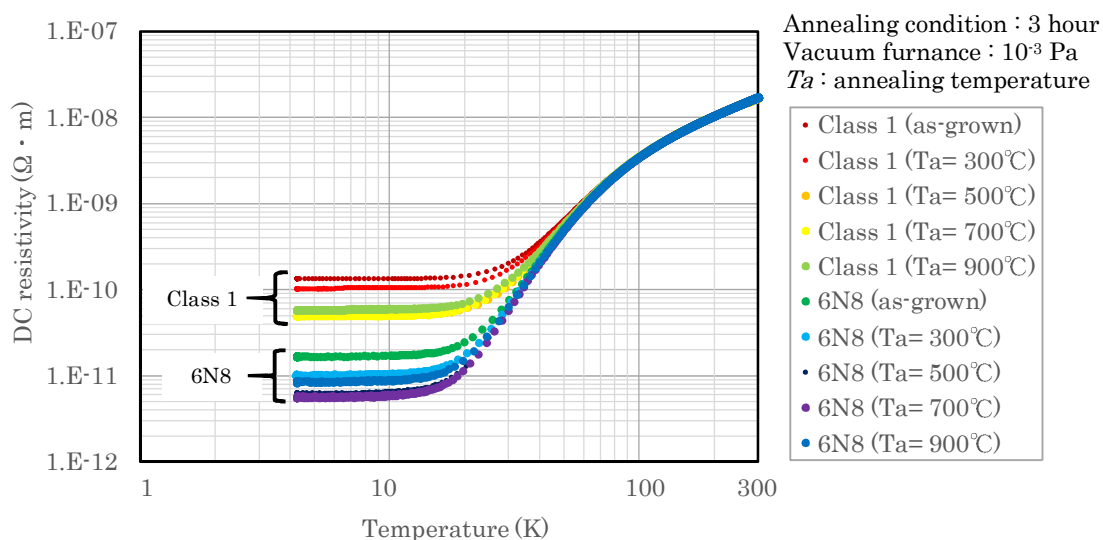


図 2-5 電気抵抗率 ρ の温度依存性.

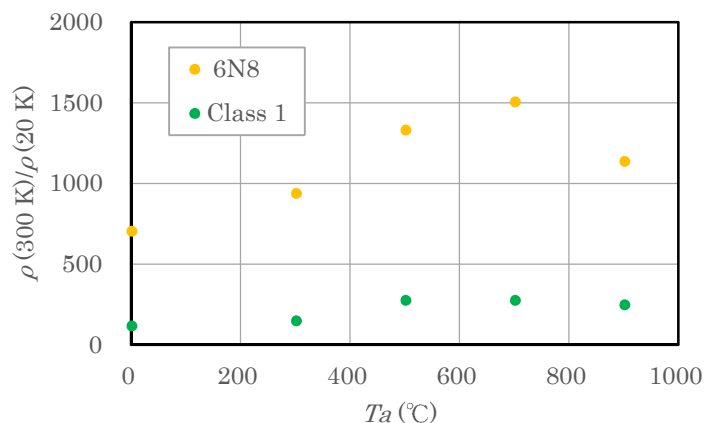


図 2-6 $\rho(300 \text{ K})/\rho(20 \text{ K})$ のアニール温度依存性.



図 2-7 900°Cでアニール処理した 6N8 銅試料と他の試料との比較.

2.3 低温におけるピルボックス空洞による Q 値とその素材の RRR の関係

運転温度を常温から低温にすると加速管の Q 値は増大するが、加速管素材の極低温で残留抵抗（電気抵抗）の小さい程度を示す指数である RRR と低温における TM_{010} モードのピルボックス空洞 Q 値の関係について計算と実験より求めて、RRR に対する Q_0 (20 K) / Q_0 (20 K) の向上を明らかにする。

2.3.1 ピルボックス空洞の Q 値の計算

(1) Q 値の算出方法

Q 値は加速空洞のエネルギー損失の少なさを示すが、特に加速空洞内で損失されるエネルギー (P_0) のみを対象とした Q 値は Q_0 と定義され、単純な加速モードである TM_{010} ピルボックス空洞の場合に Q_0 は次式で表される [2-7, 2-8]。

$$Q_0 = \frac{\omega_0 W}{P_0} = \frac{r}{\delta} \frac{1}{1 + \frac{r}{L_p}} = \frac{\omega_0 \mu_0}{2R_s} \frac{rL_p}{(L_p + r)} \propto \frac{1}{\omega_0^2}, \quad (2-2)$$

$$r = \frac{j_{010} c}{\omega}, \quad (2-3)$$

$$R_s = \frac{1}{\delta \sigma} = \sqrt{\frac{\omega_0 \mu \rho}{2}}, \quad (2-4)$$

ここで、 R_s : 表面抵抗、 μ_0 : 透磁率、 δ : 表皮深さ、 r : ピルボックス空洞半径、 L_p : ピルボックス空洞長さ、 σ : 電気伝導度、 ρ : 電気抵抗である。式 (2-2) より、ピルボックス空洞の Q_0 は表面抵抗 R_s 及び共振周波数 ω_0 : より決定される事が分かる。ところで加速効率を示すシャント抵抗 R_{sh} は、式 (2-5) より表されるが、 R_{sh} は ω_0 の 1/2 乗に比例するため、 ω_0 を必要以上に高くすることは好ましくない。

$$R_{sh} = -\frac{E^2}{dP/dz} \propto \frac{1}{\omega^2}. \quad (2-5)$$

ピルボックス空洞の Q_0 を高くするためには、表面抵抗 R_s を小さくすることが最も望ましいと考えられる。式 (2-4) より、表面抵抗 R_s は電気抵抗率 ρ の 1/2 乗に比例することが分かる。そして電気抵抗率 ρ は Matthiessen の法則により、フォノンに起因し温度に依存する ρ_L と、主に不純物原子（その他に点欠陥、線欠陥（転位）、積層欠陥や結晶粒界等の格子欠陥や表面散乱）に起因し温度に依存しない ρ_i に分けられ、各成分は加算的である [2-10]。この関係式を式 (2-6) に示す。

$$\rho(T) = \rho_L + \rho_i, \quad (2-6)$$

以上のことから加速管内壁の表面抵抗 R_s を低くするには、フォノンが小さくなる低温で加

速管を運転することと材料純度を高くすることが有効であることが分かる。

電気抵抗率 ρ 、平均自由行程 l については、電気伝導率 σ よりそれぞれ式 (2-9) 及び式 (2-10) を用いて算出した。ここで、 T : 温度、 k_B : ボルツマン定数、 m_e : 電子質量、 τ_e : 緩和時間、 n : 数密度、 e : 電気素量、 v_f : フェルミ速度とする。

$$\frac{\kappa}{\sigma} = \frac{\frac{\pi^2 k_B^2 T n \tau_e}{3 m_e}}{\frac{n e \tau_e^2}{m_e}} = \frac{\pi^2}{3} \left(\frac{k_B}{e} \right)^2 T = LT, \quad (2-7)$$

$$L = \frac{\pi^2}{3} \left(\frac{k_B}{e} \right)^2 = 2.45 \times 10^{-8} \text{ (W}\Omega/\text{K}^2), \quad (2-8)$$

$$\rho = \frac{1}{\sigma} = \frac{m_e}{n e^2 \tau_e}, \quad (2-9)$$

$$l = v_f \times \tau_e = \frac{v_f m_e}{n e^2} \sigma. \quad (2-10)$$

NIST (National Institute of Standards and Technology) に記載されている RRR50、RRR100、RRR150、RRR300、RRR500、RRR3,100 の高純度銅の熱伝導率 κ の計算データ [10, 11] を図 2-8 に示す。(RRR3,100 の熱伝導率 κ のデータは参考文献 11 より引用し、その他のデータは参考文献 10 より引用した。) 参考資料として、高純度銅 (純度 99.999%) の熱伝導率の測定値を図 2-9 に示す [2-12]。図 2-8 に示される熱伝導率の計算値と比較すると、図 2-9 のアニール未処理の純度 5N である高純度銅の熱伝導率 (Cu1、Cu3) は、RRR50 から RRR100 での計算値とよく一致していることが分かる。

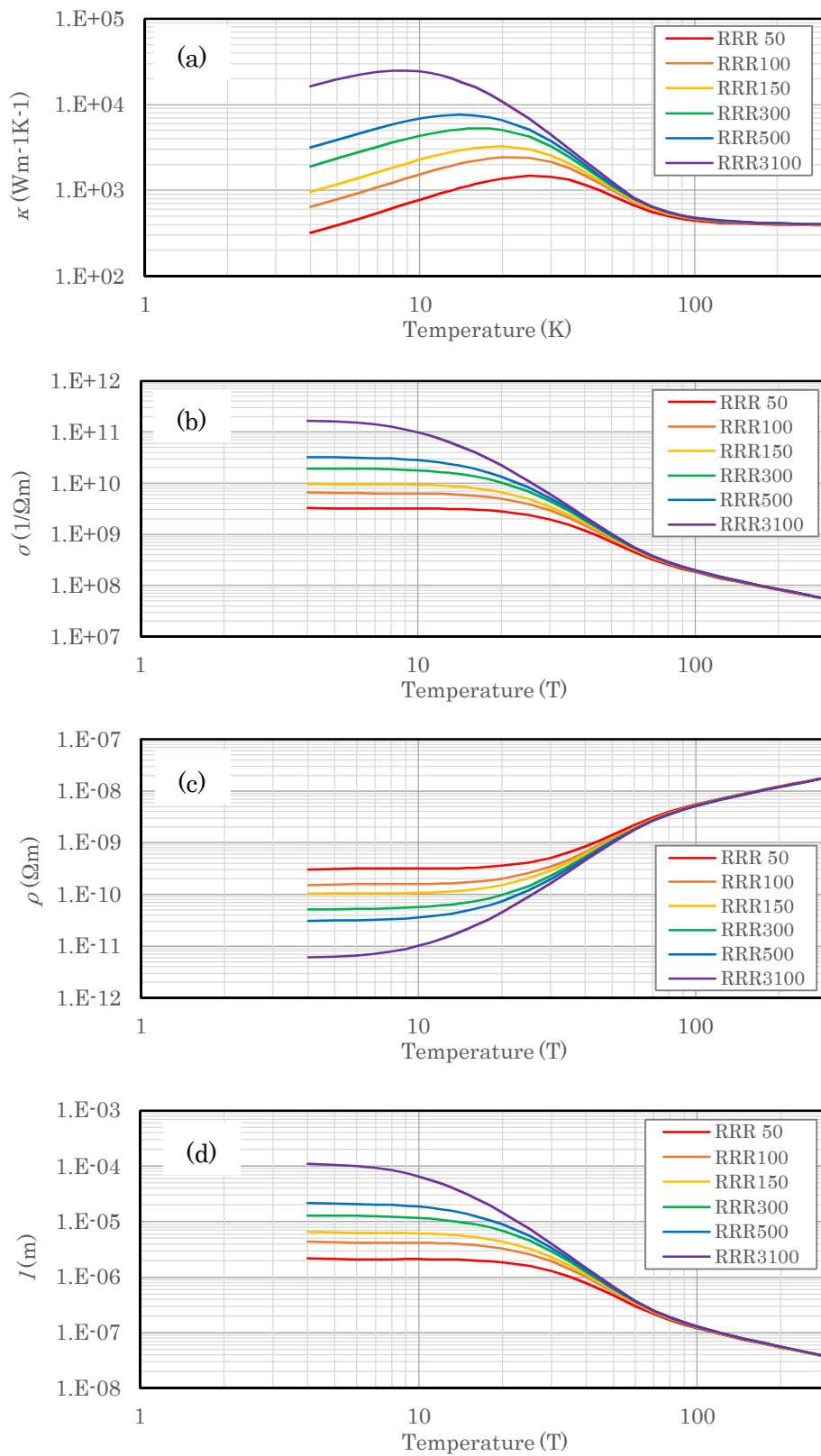


図 2-8 (a)高純度銅の熱伝導率 κ 及び、 κ を基に算出した物性値：
 (b)電気伝導率 σ 、(c)電気抵抗率 ρ 、(d)平均自由行程 l 。

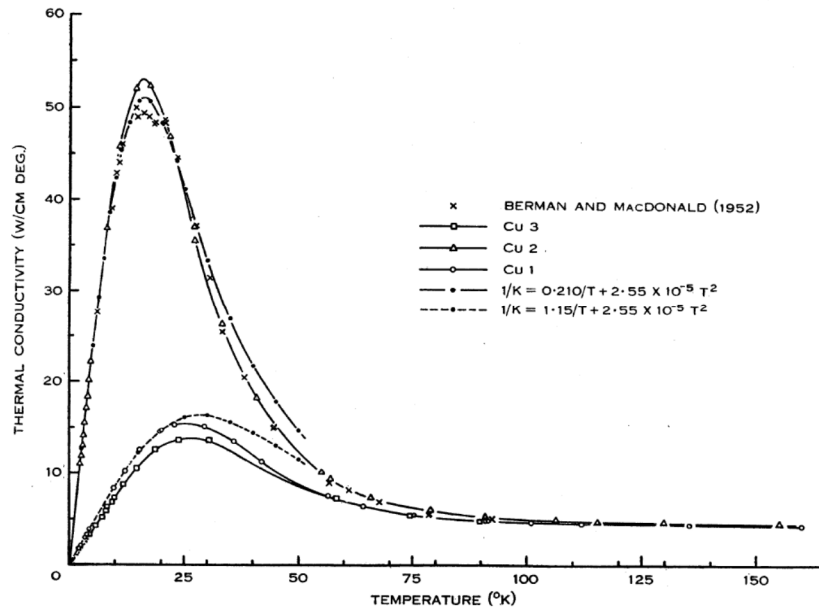


図 2-9 高純度銅の熱伝導率測定データ[2-12].

Cu1 : 外径 2 mm のワイヤー形状 (アニール未処理)、
 Cu2 : 外径 2 mm のワイヤー形状 (アニール処理 真空中で 550 °C × 3 時間)、
 Cu3 : 外径 1 mm のワイヤー形状 (アニール未処理)。

具体的な Q 値の算出を以下の手順で行った。図 2-8 に示した熱伝導率 κ の計算データより、式 (2-7) に示す Wiedemann-Franz 則を基に極低温から常温までの温度領域の電気伝導率 σ を算出した。その後電気伝導率 σ より、式 (2-11) の拡散反射モデルの関係式を用いて電気伝導率 σ に依存する表面抵抗 R_s を算出し、式 (2-2) より Q_0 を求めた。極低温での表面抵抗 R_s は異常表皮効果の影響を受け、一定となってしまい、式 (2-4) が成り立たなくなることが知られている。式 (2-11) に示される G.E.H.Reuter らが提唱した理論式[2-13]には、金属表皮における電子の散乱条件を鏡面反射(鏡面反射モデル)及び拡散反射(拡散反射モデル)にした2種の式があるが、拡散反射モデルでは銅を含む多くの金属において異常表皮効果が起こる温度領域でも実験値とよく一致することが複数の文献で報告されている。一例として E. H. Sondheimer が報告した銅、銀及び錫の低温での表面抵抗 R_s と電気伝導率 σ の関係を図 2-10 に示す[2-14]。

$$Z = R + iX = -i\sqrt{\frac{8}{3}}A\alpha^{1/3}\frac{f(0)}{f'(0)} \Rightarrow \frac{A}{R} = \frac{1}{R_S}(1/m\Omega), \quad (2-11)$$

$p = 1$ (specular reflection)

$$\frac{f(0)}{f'(0)} = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \frac{dt}{t^2 + i\alpha \frac{2}{t^3} \{(1+t^2)\arctan(t) - t\}}$$

$p = 0$ (diffusion reflection)

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{f(0)}{f'(0)} = \frac{1}{s_1 + \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \ln \left(\frac{t^2 + i\alpha \frac{2}{t^3} \{(1+t^2)\arctan(t) - t\}}{t^2 + s_1^2} \right) dt}, \quad (\alpha < 2.63) \\ \frac{f(0)}{f'(0)} = \frac{1}{1 + \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \ln \left(\frac{t^2 + i\alpha \frac{2}{t^3} \{(1+t^2)\arctan(t) - t\}}{t^2 + 1} \right) dt}, \quad (\alpha > 2.63) \end{array} \right.$$

$$A = 6^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\pi\omega}{\epsilon c^2} \right)^{\frac{2}{3}} \left(\frac{m_e \bar{v}}{3n} \right)^{\frac{1}{3}},$$

$$\alpha = \frac{8\pi^2 \omega \epsilon^2 m_e^2 \bar{v}^2 l^3}{c^2 h^3} = \frac{3}{2} l^2 \delta^2 = \frac{3}{4} \omega \mu_0 (\rho l)^2 \rho^{-3} \propto \rho^{-3}.$$

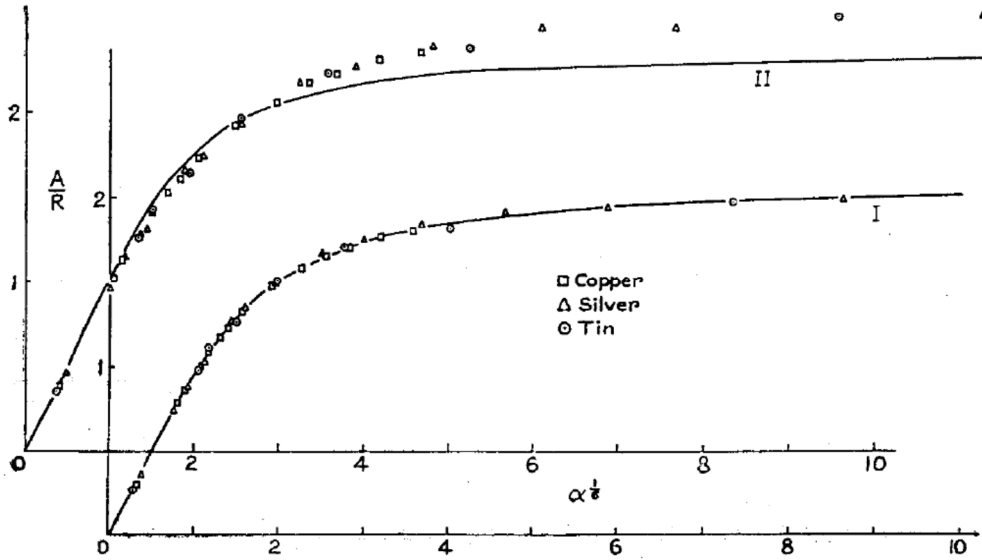


図 2-10 3600 MHz で表面抵抗の実験値及び計算値曲線[2-14].

実験値: □:銅, △:銀, ○:錫.

(I) 表皮における電子散乱条件を拡散反射とした計算値曲線.

(II) 表皮における電子散乱条件を鏡面反射とした計算値曲線.

(2) 異常表皮効果について

電子の平均自由行程 l が表皮深さ δ より短い常温付近では、RF 電場 により生じた表面電子は表皮内で散乱され電気伝導に寄与するので、電気伝導率 σ が増大すると表面抵抗 R_s は小さくなる{図 2-11 (a)}。この現象を表皮効果という。しかし極低温では RF 電界 により生じた表面電子の平均自由行程 l が表皮深さ δ より十分に長くなり、一部の表面電子が銅内部へ伝搬するようになる。このように表面電子の平均自由行程 l が表皮深さ δ より長くなると表面電流への寄与はしだいに飽和し一定となる{図 2-11 (b)}。この現象を異常表皮効果という。また平均自由行程 l と表皮深さ δ の関係を図 2-7 に示す。RRR が高いほど、低温での平均自由行程 l が表皮深さ δ の大小関係が大きくなる。なお表皮深さ δ は式(2-12)で表され、周波数を 5712 MHz とし電気抵抗率 ρ については図 2-8(c)の計算値を用いて算出した。

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}} \quad (2-12)$$

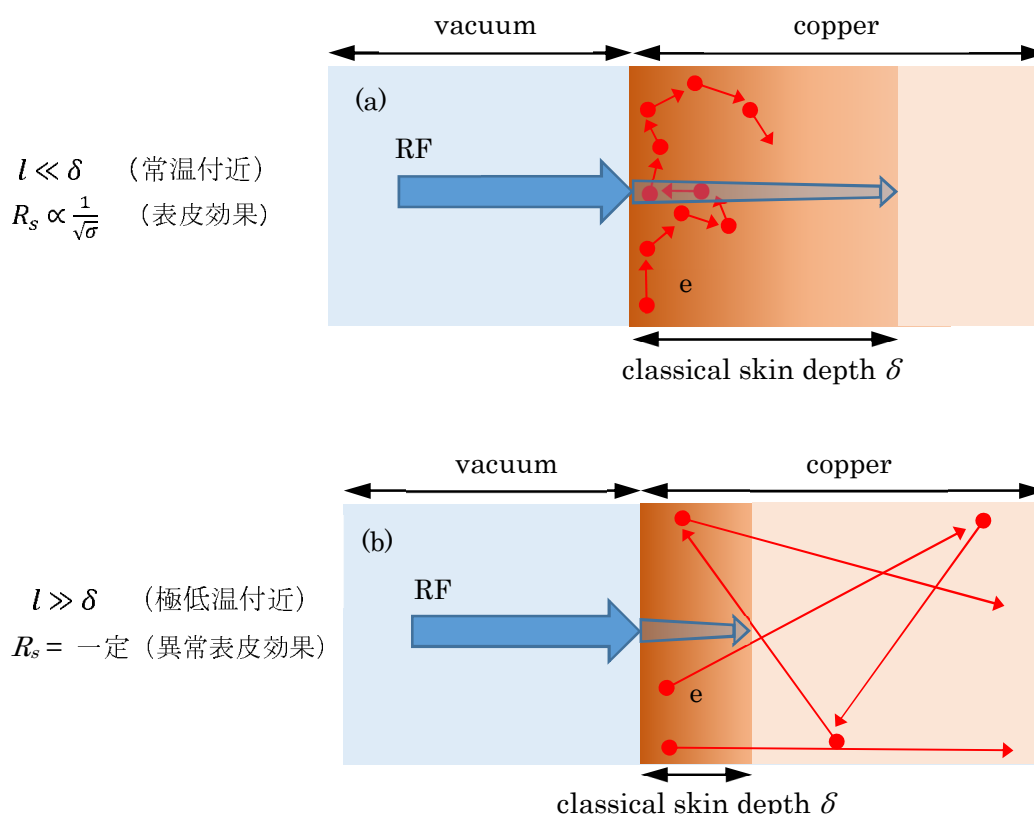


図 2-11 金属表面での電子散乱：
(a) 表皮効果， (b) 異常表皮効果.

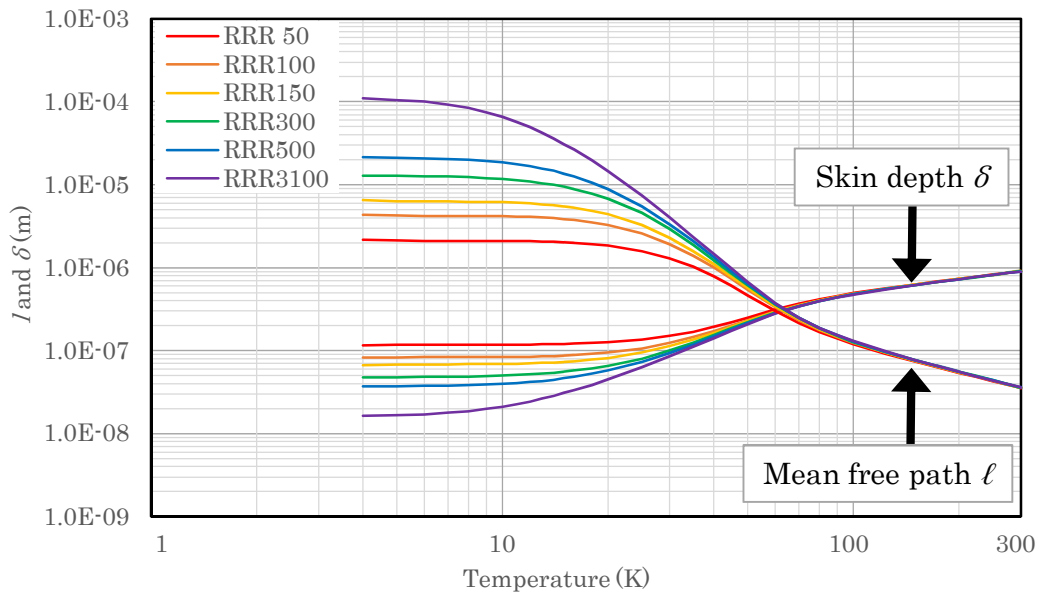


図 2-12 平均自由行程 ℓ と表皮深さ δ の関係

(3) 算出した Q 値と RRR の関係

2.3.1 (1) に示した熱伝導率を基とする算出方法を用いて、周波数 2856 MHz、5712 MHz、8568 MHz、11424 MHz での RRR500 である銅の表面抵抗 R_s の温度依存性を図 2-13 に示す。さらに式 (2-2) を用いて TM_{010} モードのピルボックス空洞 ($r=40.176$ mm, $L_p=100$ mm) の Q_0 と温度の関係を図 2-14 に示す。RRR50、RRR100、RRR150、RRR300、RRR3,100 についても、空洞の Q_0 と温度の関係を同様に算出した。そしてこれらの結果から、それぞれの周波数での 20 K と 300 K での Q_0 の比 ($Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$) と RRR の関係を図 2-15 に示す。図 2-15 より、2856 MHz、5712 MHz、8568 MHz、11424 MHz のいずれの周波数においても RRR500 以下の領域では RRR が高くなるに連れて $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ は高くなっていくが、RRR500 以上の領域では、 $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ は飽和し一定となった。5712 MHz (C バンド) の場合では、RRR500 以上で $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ は 5.3 倍程度であった。この結果より、C バンド加速管では、RRR500 以上の高純度銅材を用いると、20 K での Q_0 は常温の結果より 5.3 倍程度高くなると予想される。 $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ が飽和する原因には異常表皮効果が考えられる。図 2-13 に示すように表面抵抗 R_s は、温度が下がるに連れて減少するが、異常表皮効果が表れる極低温では減少しなくなり一定となる。また式 (2-1) に表されるように、RRR は極低温での電気伝導率 σ に比例し、加速管の Q_0 は表面抵抗 R_s に反比例するので、RRR が高くなると加速管の Q_0 はしだいに飽和し一定となる。異常表皮効果が考慮された式 (2-11) より算出した 5712 MHz での高純度銅の表面抵抗 R_s と電気伝導率 σ の関係を図 2-16 に示す。図 2-16 より、極低温での電気伝導率が RRR500 以上に対応する時、異常表皮効果が顕著に表れ表面抵抗 R_s が一定になることが確認出来る。さらに図 2-17 では、周波数が低いほど常温から低温に冷却し

た時に一定となる表面抵抗の逆数 $1/R_s$ が大きいことを示している。これは周波数が低いほど異常表皮効果が小さいことを示唆している。

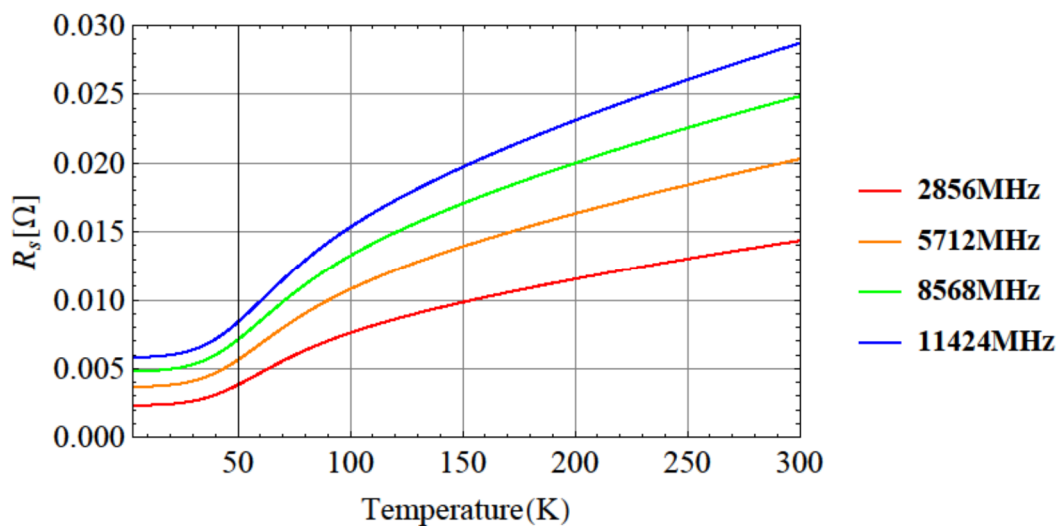


図 2-13 RRR500 の高純度銅における表面抵抗 R_s の温度依存性.

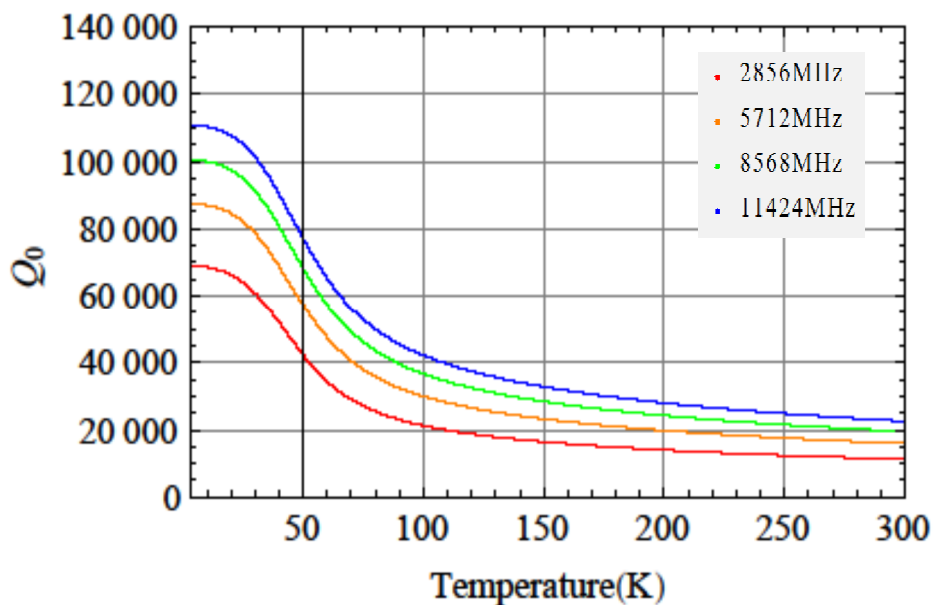


図 2-14 RRR500 の高純度銅におけるpillボックス空洞の Q_0 の温度依存性.

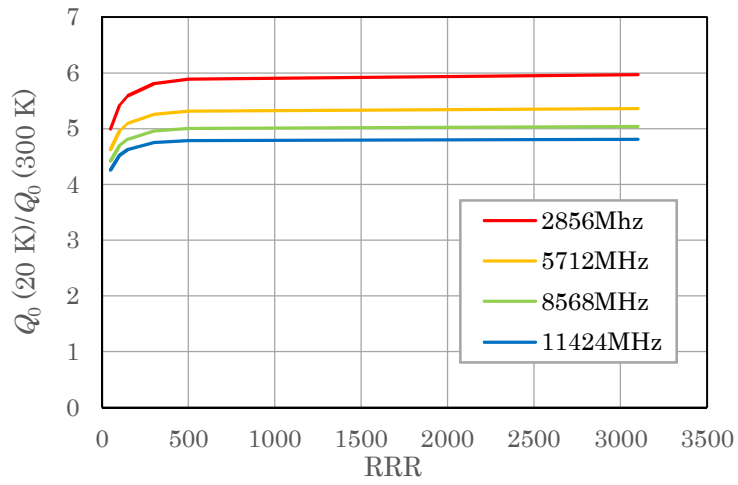


図 2-15 20 K での Q_0 と RRR の関係.

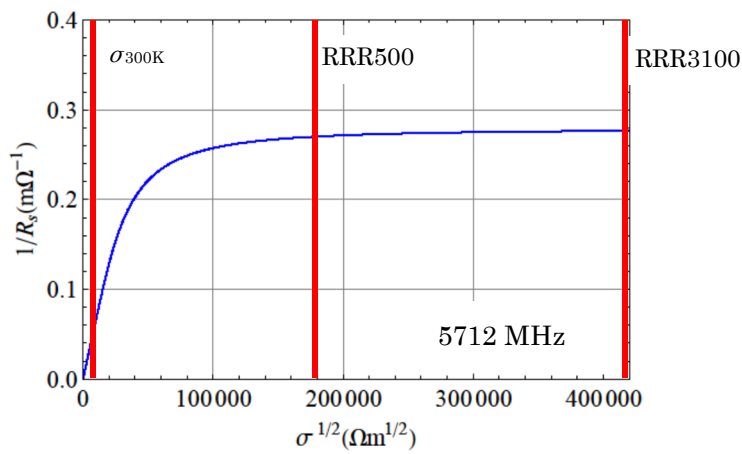


図 2-16 5712 MHz での高純度銅の表面抵抗と電気伝導率の関係.

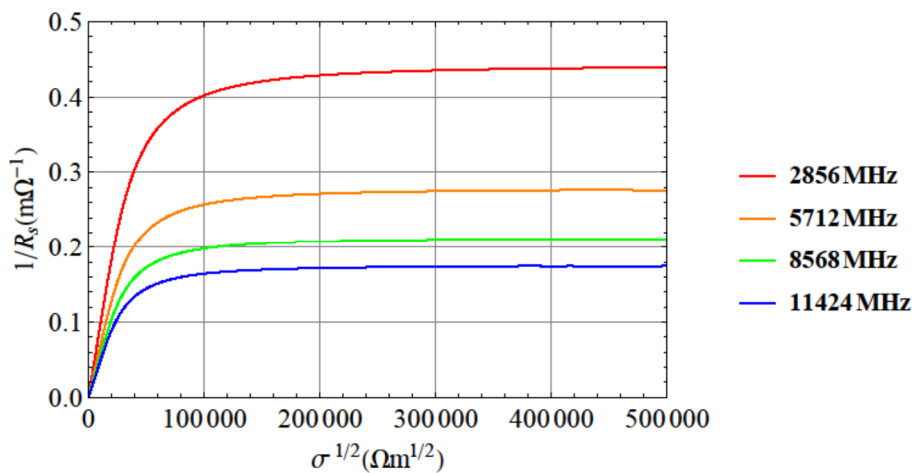


図 2-17 高純度銅の表面抵抗と電気伝導率の関係.

2.3.2 ピルボックス空洞の測定

上述の Q_0 計算時と同じサイズのピルボックス空洞を 6N8 銅材とクラス 1 材で製作した。本加速管での加速空洞の接合では、拡散接合が用いられるが本試験での空洞の接合には溶融温度が約 900 °C である金ろう材を用いて真空ろう付けを行った。表 2-3 に加速空洞の接合方法をまとめた。図 2-18 にピルボックス空洞の Q_0 の測定配置図を示す。RRR の測定で使用したクライオスタット内にピルボックス空洞を設置し排気後、空洞に接する高さまで液体 He を注入する。空洞及びその周辺機器の温度が 4 K で安定した後、ヒーターで液体 He を気化させ排気して昇温過程で Q 値の測定を行った。昇温速度が 2 min / K 程度になるようにヒーター条件を調整し努めた。図 2-19 にクライオスタット内へ設置するピルボックス空洞を示す。4 K 及び 300 K で測定した 6N8 銅材のピルボックス空洞の反射係数を図 2-20 に示す。反射係数の測定値より、結合係数 β 、 Q_L 、 Q_{ext} 及び Q_0 の実験値を得た。6N8 銅材、クラス 1 銅材のピルボックス空洞の Q 値及び β の温度依存性の測定結果をそれぞれ図 2-21(a)、(b) に示す。これらの結果より、材質の違いによって、低温での Q 値に大きな違いは示されなかった。

表 2-3 加速空洞の接合方法

空洞種類	接合種類	接合温度	用途
加速管の空洞	拡散接合 (真空中)	900 °C	本番機
ピルボックス空洞	真空ろう付け		低温での Q 値に関する実験
3セル空洞	拡散接合 (真空中)		低温化による共振周波数の変化 Δf に関する実験

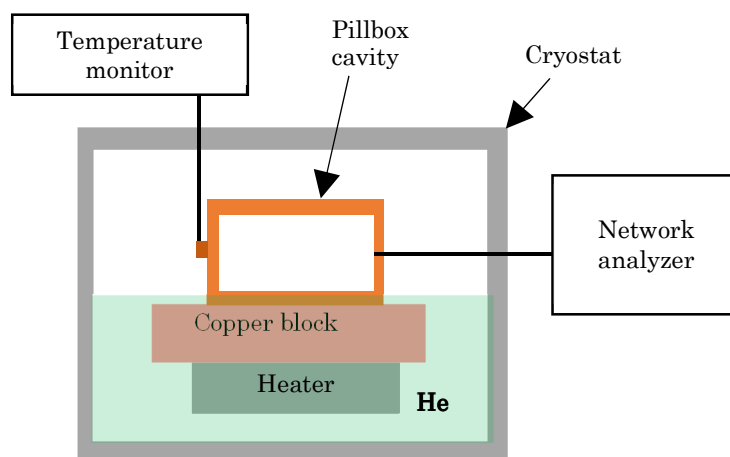


図 2-18 ピルボックス空洞の Q_0 の測定配置図.

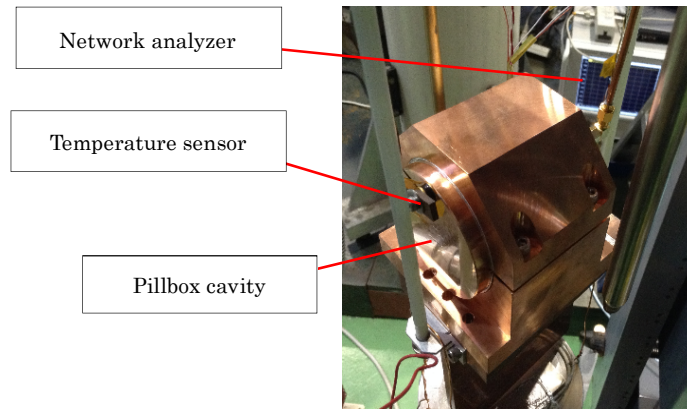


図 2-19 クライオスタットに設置するピルボックス空洞の写真.

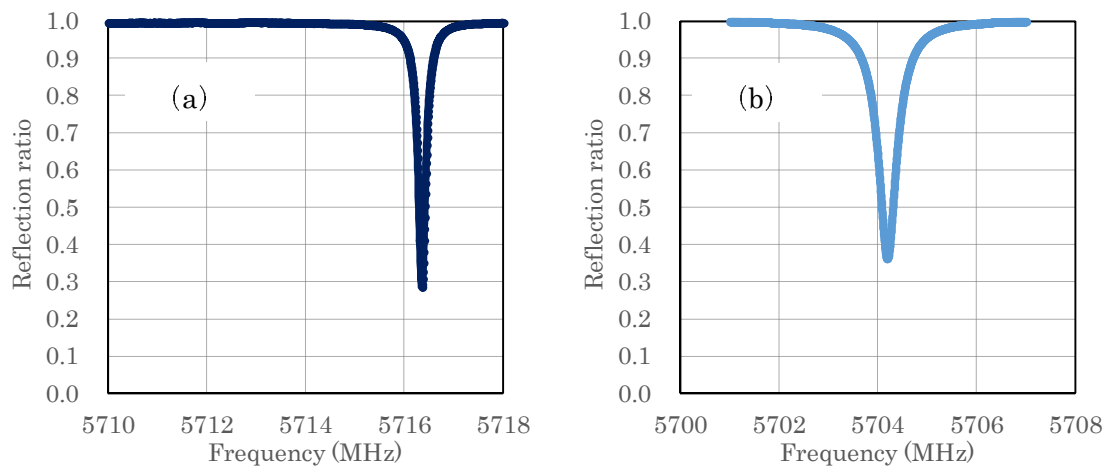


図 2-20 6N8 銅材空洞の反射係数 : (a) 4.2 K、 (b) 300 K.

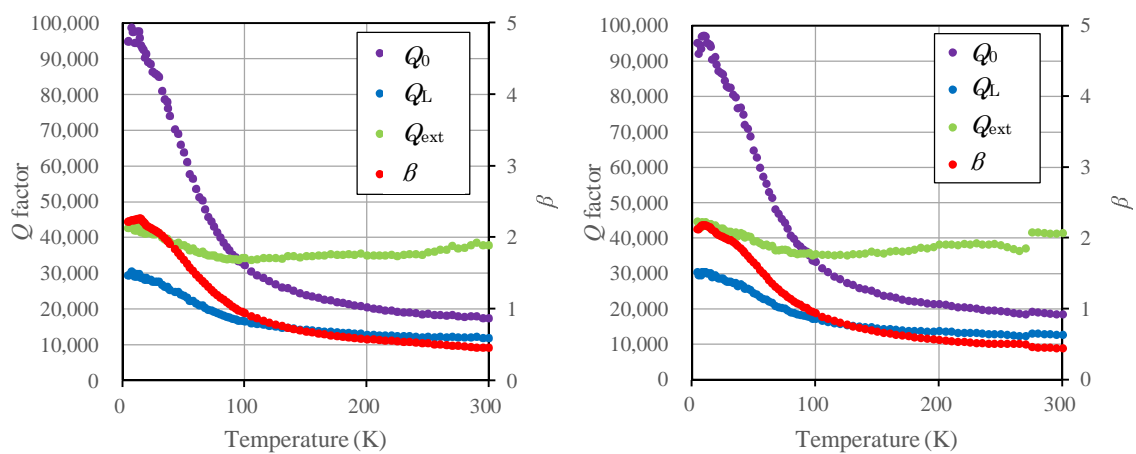


図 2-21 ピルボックス空洞の Q 値及び β の温度依存性 :

(a) 6N8 銅材空洞, (b) クラス 1 銅材空洞.

2.3.3 Q 値について計算値と測定値の比較

これまでの RRR300、RRR3100 での計算及び 6N8 銅とクラス 1 での測定結果より、 $Q_0(T)/Q_0(300\text{ K})$ の温度依存性を図 2-22 に示し、また $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ と RRR の関係を図 2-23 に示す。300 K から 20 K に冷却した時に増大する Q_0 は、6N8 銅材空洞では 5.2 倍、クラス 1 材空洞では 4.8 倍であった。表 1-2 に示した $Q_0(20\text{ K})$ 、 $R_{sh}(20\text{ K})$ 、 $\tau(20\text{ K})$ は 6N8 銅材空洞の試験で得た 5.2 倍が反映されている。またこれらの結果より、クラス 1 から材料純度が 2 桁高く RRR も高い材料に変更しても低温での Q_0 はあまり向上しないことが示された。いずれの材料でも低温での Q_0 について実験値は計算値と比較し数%程度低い値である。この原因の 1 つとして、測定の際に生じる読取誤差考えられ、その標準偏差は 2 %程度である。

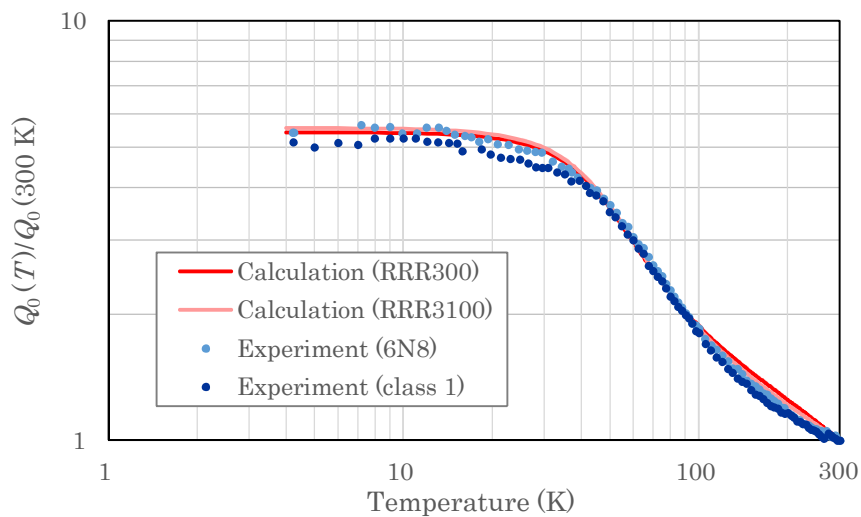


図 2-22 $Q_0(T)/Q_0(300\text{ K})$ の温度依存性.

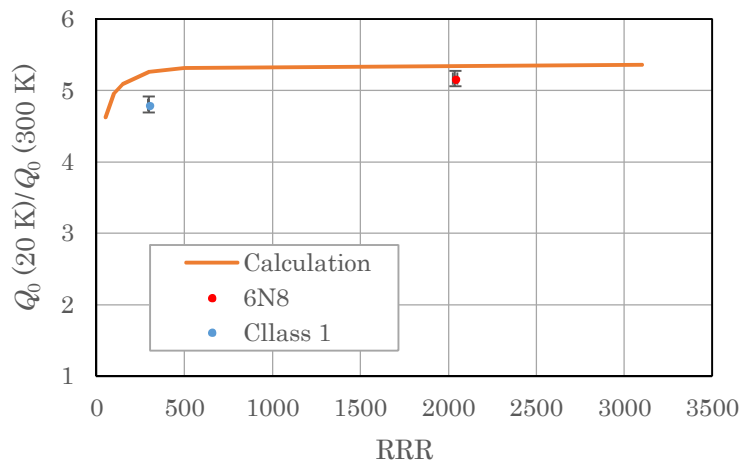


図 2-23 $Q_0(20\text{ K})/Q_0(300\text{ K})$ と RRR の関係.

2.4 低温化による寸法変化と共振周波数変化の関係

冷却に伴う熱収縮量により加速空洞の寸法が変化することによって、共振周波数が変化する。6N8 銅材の 3 セル空洞を用いた実験より、室温から低温 20 K に冷却したことによる本加速管の寸法変化及び共振周波数変化の補正値を確立する。

300 K から 20 K に冷却した時に生じる熱収縮量は図 2-24 に示す NIST に記載されている高純度銅の熱膨張率より算出した[2-15]。参考に理科年表に記載されている熱膨張率も併せて図 2-24 に示す[2-16]。NIST の熱膨張率より算出した 20 K から 300 K に変化した時の熱膨張率 α は 0.3348% となった。 TM_{010} モードの加速空洞の共振周波数変化 Δf と温度変化 ΔT について式 (2-13) より計算値を算出した。ただし b は空洞半径、 c は光速である。

$$\frac{\Delta f}{\Delta T} = -\frac{c}{\pi} \frac{2.405}{2b} \alpha. \quad (2-13)$$

冷却による空洞の共振周波数変化 Δf を求める実験値では、図 2-25 に示す 6N8 銅を拡散接合した 3 セル空洞を図 2-26 に示すクライオスタットで冷却して測定した。3 セル空洞は GM 冷凍機からの熱伝導により冷却され、共振周波数が測定される。温度変化に伴う空洞の共振周波数変化 Δf について、実験値と式 (2-13) より得られる計算値を図 2-27 に示す。実験値で得た 300 K から最小温度 22.7 K に冷却した時の周波数変化は 19.5 MHz であった。同じ冷却条件で計算すると、周波数変化は 19.3 MHz となった。計算値は、実験値と比較し 0.2 MHz で一致し信頼性が高いと考えられる。また、22.7 K から 20 K まで冷却した時に変化する周波数は、0.01 MHz 以下と計算され、22.7 K までの共振周波数変化 Δf と比較し無視できる値である。以上の結果から、20 K に冷却した時の 6N8 銅材加速管の寸法（及び共振周波数）の設計値は、300 K での寸法に熱収縮率 1/1.003348 倍した値を適用した。

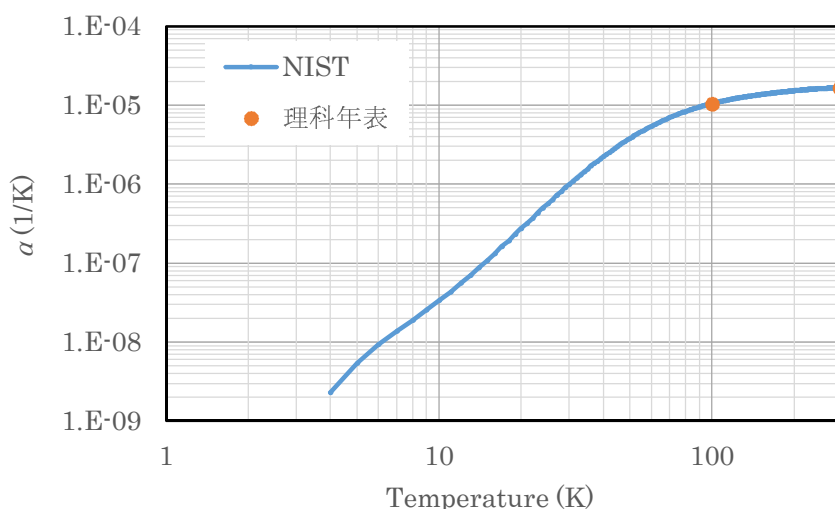


図 2-24 銅の熱膨張率の温度依存性 [2-15, 2-16].

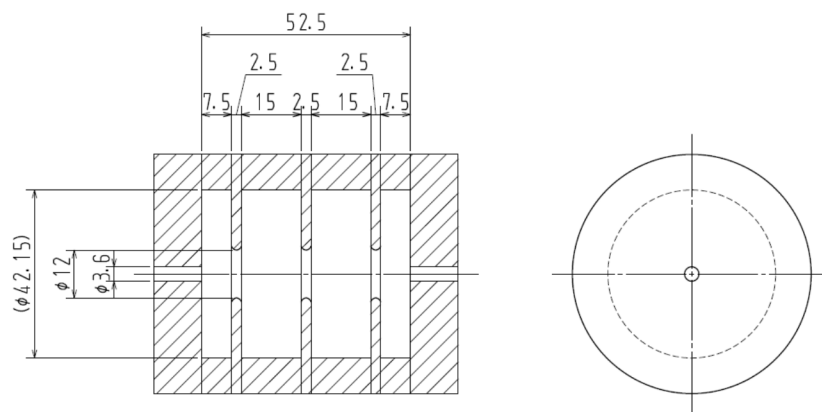


図 2-25 6N8 銅製 3 セル空洞 (単位 : mm) .

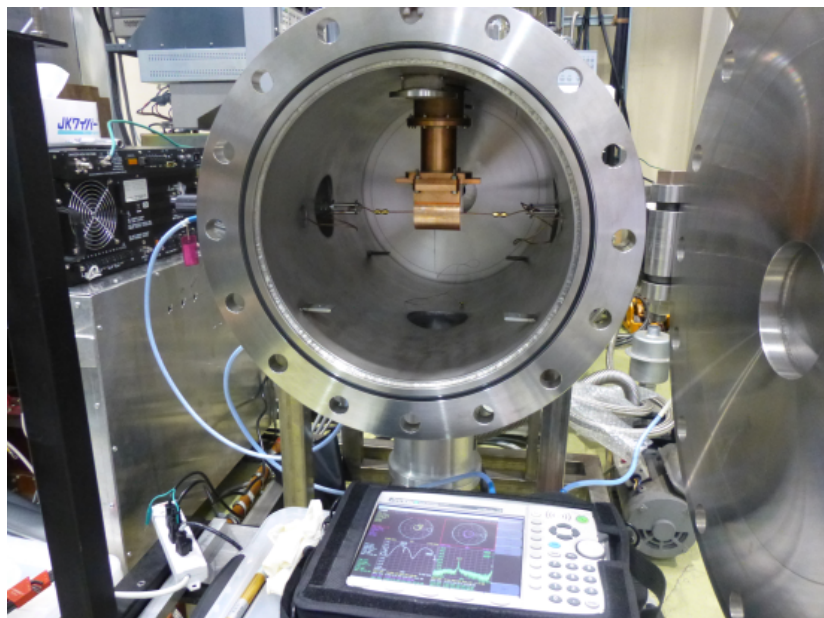


図 2-26 3 セル空洞の共振周波数測定配置写真.

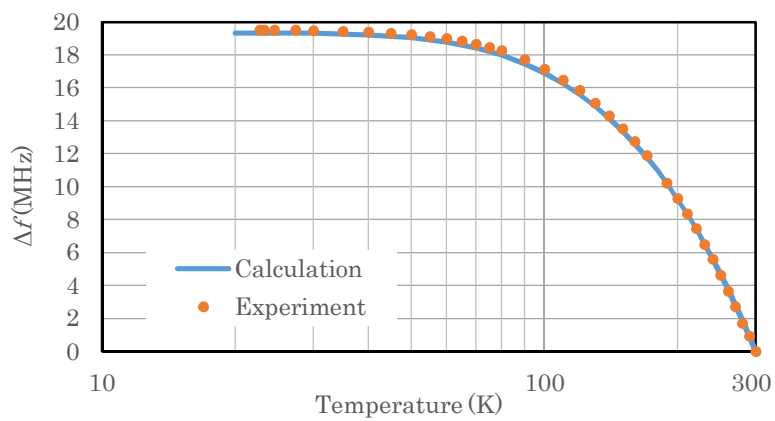


図 2-27 温度変化による 3 セル空洞の共振周波数変化 Δf .

2.5 参考文献

- [2-1] 納品時のミルシートより.
- [2-2] 橋本達哉. “固相接合.” 日本金属学会会報 13.6 (1974) 410-416.
- [2-3] T. Shintomi, et al., "Conduction cooling using ultra-pure fine metal wire II -pure copper-." TEION KOGAKU 46 (2011) 421-425 (in Japanese).
- [2-4] 青木庄治等, “加速器用無酸素銅のクラス判定試験と金属組織” 高エネ研メカ・ワークショップ報告集 (2003).
- [2-5] 星河浩介, 田中一郎, 恵智裕. “高純度アルミニウムの精製技術と低温物性” 住友化学:技術誌 (2013) 10-19.
- [2-6] 今橋博道, 土屋勝, 岡田千里, “純銅鋳物の高温強度におよぼす凝固組織の影響” 鋳物 41 (1969) 38-45.
- [2-7] 阿部英太郎, “マイクロ波技術” 東京大学出版会 (1979).
- [2-8] 肥後寿泰, “高周波空洞の設計”, OHO'85, 3 章 (1985).
- [2-9] 黒沢達美, “物性論(基礎物理学選書 (9))” 裳華房 (1986).
- [2-10] アメリカ国立標準技術(NIST),
http://cryogenics.nist.gov/MPropsMAY/OFHC%20Copper/OFHC_Copper_rev.htm
- [2-11] C. Y. Ho, R. W. Powell, and P. E. Liley, “Thermal conductivity of the elements: a comprehensive review.” NATIONAL STANDARD REFERENCE DATA SYSTEM, (1974).
- [2-12] G. K. White, “The thermal and electrical conductivity of copper at low temperatures.” Australian Journal of Physics 6 (1953) 397-404.
- [2-13] G. E. H. Reuter, E. H. Sondheimer, “The theory of the anomalous skin effect in metals.” Proc. R. Soc. London, A195 (1948) 336-364.
- [2-14] E. H. Sondheimer “The mean free path of electrons in metals.” Advances in physics 50 (2001) 499-537.
- [2-15] アメリカ国立標準技術(NIST),
http://cryogenics.nist.gov/MPropsMAY/OFHC%20Copper/OFHC_Copper_rev.htm
- [2-16] 国立天文台編, “理化年表第 88 冊(平成 27 年)” 丸善株式会社, pp. 415 (2014).

3. 低温環境の構築と低温における加速管の高周波特性評価

本章では、はじめに加減速管を冷却するクライオスタットの構造や冷却仕様について述べる。次に加減速管を冷却する前に実施したクライオスタット自身の冷却試験について述べ、最後に低温下で加速管にクライストロン電力を投入できることを示すために実施した低温下での加速管の低電力試験について述べる。

3.1 クライオスタットの構造

加速管を冷却するクライオスタットの構造及び冷却仕様について述べる。

3.1.1 クライオスタットの構造

クライオスタットは、加速管と減速管の各 1 本を冷却する構造である。図 3-1 にクライオスタット内の実機の配置図を示す。加速管は冷凍機から近い側に設置され、減速管は冷凍機から近い側に設置される。加減速管が設置される領域に室温からの輻射熱を反射させるため水色で示すサーマルシールドが置かれている。このシールドはアルミ薄板に断熱材である 10 層のスーパーインシュレーター (SI) を貼り付けられたものであり、加減速管の全面を囲う構造である。RF 電力が還流されるために加速管と減速管はクライオスタット内で S 字型の導波管で接続される。加速管と減速管の受け板は大板上に設置され、大板には GM 冷凍機と同数の 5 つの伝熱棒がぶら下がる構造である (図 3-2)。冷凍機からの伝導冷却はこの伝熱棒からされ、冷凍機から減速管までの部材は、加減速管と同じ 6N8 銅材が使用される。また、この大板は図 3-2 に示すように熱膨張率の小さいガラス繊維強化プラスチック (G10) 材の支柱 (加減速管支持支柱) に固定される。加減速管支持支柱は図 3-3 の緑色及び黄緑色に示す 6 箇所位置に設置される。全ての支柱は 2 分割構造となっており、図 3-2 に示すように分割部にサーマルシールドの底板を挟む構造となっている。この 6 本の支柱のうち、黄緑色の箇所のみ加減速管支持支柱はクライオスタットベースに固定され、その他の 5 ヶ所の位置のものはフリー構造となっているため伝導冷却部品の熱収縮及び熱膨張によって、5 本の支柱は可動する。このため 300 K から 20 K までの冷却による熱収縮によって加減速管の中心軸は 0.4 mm 低くなり、減速管は加速管側に 1.0 mm 変位する計算である [3-1]。また、加速管の入口側カップラー及び減速管の出口側カップラーは熱勾配導波管に接続され、常温側の導波管と結ぶ構造である。図 3-4 に示すように常温側からの熱流入を低減するために熱勾配導波管の素管は SUS 製の薄肉構造となっており、電力損失を低減するように内表面には銅メッキが施されている。クライオスタット内で加減速管や熱勾配導波管の内外は隔てられており、別系統で真空排気される。加減速管の外部は、クライオスタット側面及び底面のポートより真空排気され、真空圧力は冷却後では 10^{-5} Pa 程度となるよう設計されている。

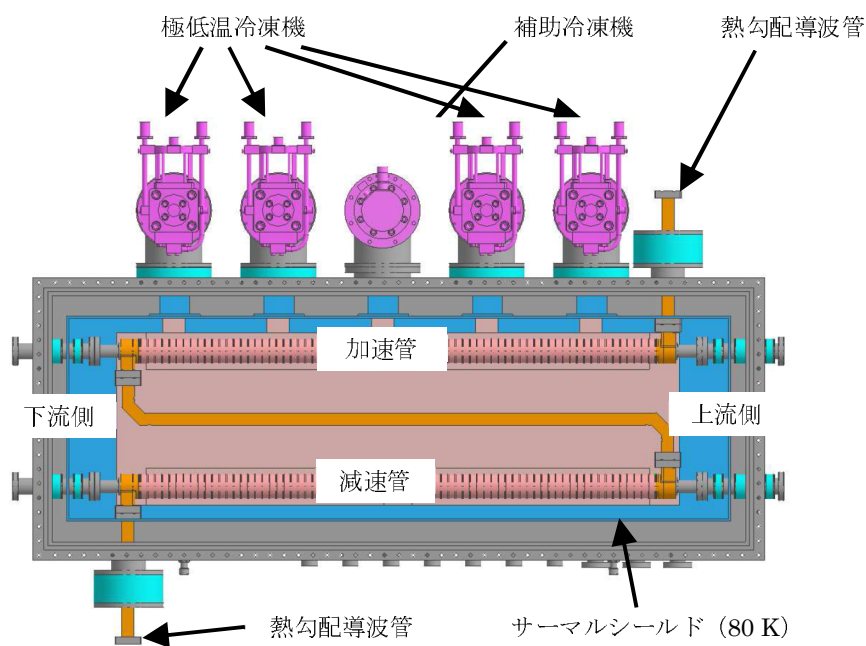


図 3-1 クライオスタット内の実機の配置図.

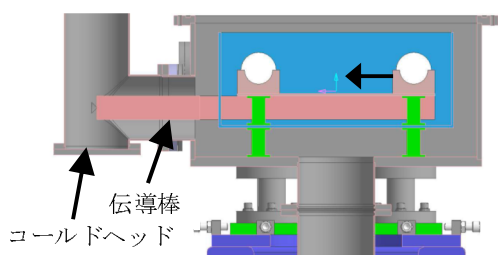


図 3-2 クライオスタットの断面

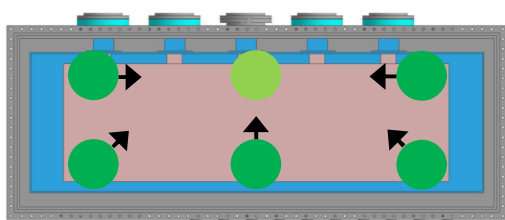


図 3-3 加速管支持支柱の位置.

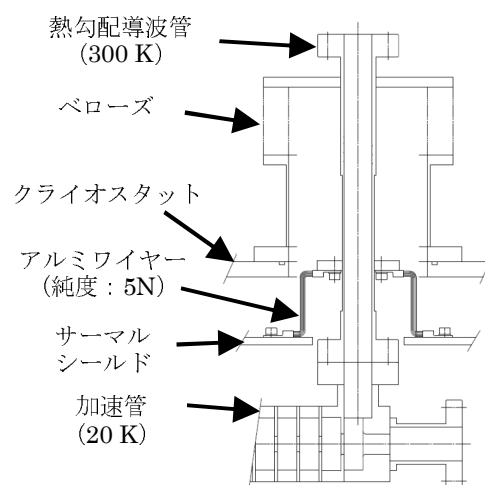


図 3-4 熱勾配導波管接続図.

3.1.2 クライオスタット冷却仕様

(1) クライオスタット内部の入熱 (RF 電力投入前)

クライオスタット内部の入熱箇所及びその入熱量の算出値を表 3-1 に示す。本算出では、熱輻射の算出には式 (3-1) を、熱伝導の算出には式 (3-3) をそれぞれ用いた[3-2]。

表 3-1 クライオスタット内部の入熱箇所及びその入熱量.

種別	部位	80 K 入熱量 (W)	20 K 入熱量 (W)	備 考
輻射	クライオスタット	5	0.2	SI で 1/10 に低減
	導波管 ビームパイプ	≦1	≦1	表面積はクライオスタットの 1/100
伝導	加速管支持支柱 (G10)	6.6	0.6	
	熱勾配導波管 (SUS)	8	2	厚み : 1mm
	熱勾配導波管 (Cu)	~ 1	~ 7	メッキ厚 : 10 μm
	ビームパイプ	~ 0	~ 0	ベローズで伝熱を低減
合計		~ 22	~ 11	

$$Q_R = \sigma A_L E (T_H^4 - T_L^4), \quad (3-1)$$

$$E = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_L} + \frac{A_L}{A_H} \left(\frac{1}{\varepsilon_H} - 1 \right)}, \quad (3-2)$$

$$Q_{cnd} = \frac{A}{L} \int \kappa dT, \quad (3-3)$$

ここで、 Q_R は輻射熱量、 A は表面積、 ε は輻射率、 κ は熱伝導率である。

(2) クライオスタットの冷却能力

冷凍機は計 5 台を並べて使用するが、そのうち 4 台 20 K で約 40 W の冷凍能力を持つ住友重機械工業株式会社製の GM 冷凍機 (型式 : RDK-500B) [3-3] を用いており、中央に設置する残りの 1 台は補助冷凍機として 20 K では冷凍能力を持たないが、50 K で 130 W 程度の冷凍能力を持つ住友重機械工業株式会社製の GM 冷凍機 (型式 : CH-110) [3-4] を用いた。図 3-5 (a, b) にそれぞれの冷凍機の冷凍能力を示す。また、クライオスタット内の各部品の重量を表 3-2 に示す。冷却部品の重量合計は約 205 kg である。

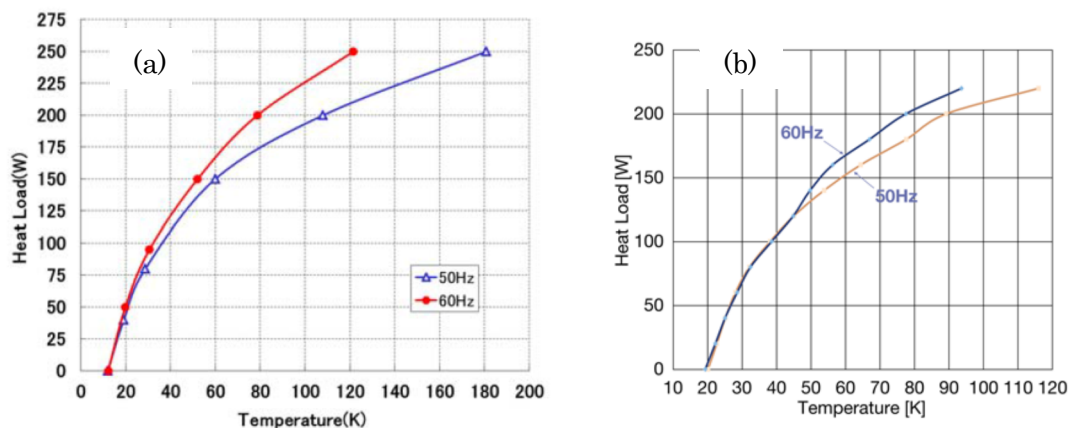


図 3-5 冷凍機の冷凍能力：

(a) 20 K 冷凍機 (RDK-500B) [3-3]、(b) 80 K 冷凍機 (CH-110) [3-4].

表 3-2 クライオスタット内部品の重量一覧.

部品名	個数	単体重量 [kg]	合計重量[kg]
受け板	1	23	23
U 字受け台	2	30	60
伝熱棒 (20 K)	4	14.4	58
伝熱棒 (80 K)	1	14	14
加速管	2	20	40
導波管, ビームポート	2		計 10
合計			205

クライオスタット内部の重量と冷凍機の冷凍能力をもとに加減速管の 20 K までの冷却時間を概算した。冷凍機の冷凍能力は温度の 1 次関数として、300 K から 80 K まで、80 K から 40 K まで、40 K から 20 K までの 3 つに分けて冷却時間についてそれぞれ式 (3-4) を用いて概算した。

$$t = \frac{C \times m_c \times \Delta T}{W_c}, \quad (3-4)$$

ここで t は冷却時間、 C は比熱、 m_c はクライオスタット内の合計重量、 ΔT は冷却による温度変化、 W_c は冷凍機の合計の冷凍能力を示す。なお比熱については、圧倒的に重量が大きい SUS のものを適用した。また入熱量は冷凍能力に対して冷却過程では 1 桁以上小さいので考慮していない。計算した結果を図 3-6 に示す。80 K 冷凍機 1 台を補助冷凍機として 20 K 冷凍機 4 台で冷却した場合は 20 K まで 8 時間程度で到達し、20 K 冷凍機が 2 台の場合は 13 時間程度で到達する計算結果となった。

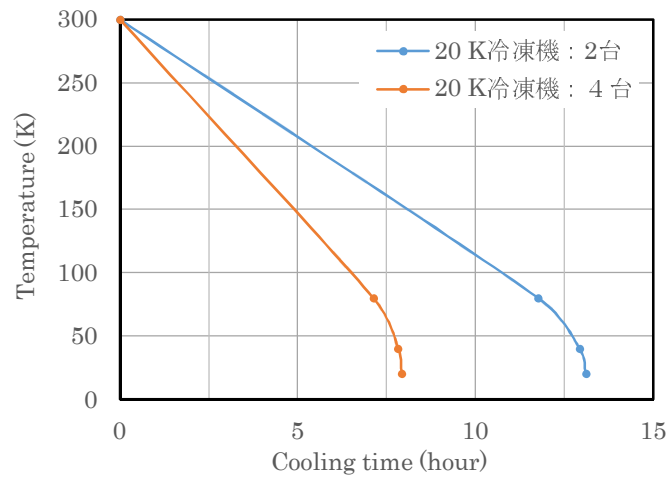


図 3-6 加減速管についての冷却時間の概算

(3) 加減速管に投入される RF 電力による損失熱

実機及び大電力試験で投入された RF 電力の加減速管内での損失熱、クライオスタット外部からの伝導熱による入熱量及び、全冷凍機の合計の冷凍能力を表 3-3 に示す。実機の配置については図 1-4 に示し、大電力試験の配置については 4 章 1 節に示す。表 3-3 で※印部の実機での加速管の入力電力 99 W 及びパルス幅 2 μ s については、それぞれ図 1-4 においてエネルギー利得が飽和した値及び飽和する 1 から 3 μ s までの時間を適用した。また実機での減衰定数の算出には加速管及び減速管ともに考慮されている。表 3-3 に示す大電力試験は加速管 1 本についての試験であり、加速管の入力電力が最大 42.0 MW (パルス幅 2.0 μ s、繰り返し 50 Hz) の時、減衰定数により入力電力の約 10%にあたる 440 W が加速管内で消費される計算である。入熱は補助冷凍機により抑えられるので無視すると、RF 損に対して冷凍機は図 3-5 より 28 K 程度以上の時十分な冷凍能力を発揮する。また加速管温度を 20 K に維持するためには、加速管の入力電力は 13.0 MW (パルス幅 2.0 μ s、繰り返し 50 Hz) となる計算である。以上の計算について、4 章の低温における加速管の大電力試験の試験結果と比較し検証する。

表 3-3 20 K での加減速管についての発熱量及び冷凍能力。

	大電力試験	実機
20 K での冷凍能力 (W)	160	
入熱量 (W)	33	
RF 損 (W)	440	3000
入力電力 (MW)	42	※ 99
パルス幅 (μ s)	2	※ 2
RF 繰り返し (Hz)	50	
減衰定数 τ	0.054	0.12

3.2 クライオスタットの冷却試験

クライオスタットの冷却試験では、冷却及び昇温時間の計測と共に、冷却による加速管受け板やその周辺の到達温度の測定、及び温度変化による減速管端面位置の変位測定の結果を示す。

3.2.1 冷却試験

本試験では、補助冷凍機 1 台を含む計 3 台の冷凍機を用いて冷却した。冷凍機は 5 台並ぶ配置であるが両端には設置せず、中央には補助冷凍機を設置した。図 3-7 に冷却試験の温度履歴を示し、図 3-8 に温度センサーの位置及び各点での冷却到達温度を示す。温度センサーは、冷凍機（センサー：1B1、1D1）、加減速管受け板（センサー：1D3、1D4、1D5）、サーマルシールド（センサー：1C4、1C5）の 3 種類の機器に計 7 箇所に設けた。冷却開始より冷凍機付近は急速に冷却され、冷凍機からの冷却伝導が伝わりやすい箇所の方がより冷却速度が高い結果となった。その後クライオスタット内の温度分布が小さくなっていくと共に冷凍機付近の冷却速度が低下した。さらにクライオスタット内の温度全体が 100 K 以下になると、図 3-6 に示した計算値と同様に温度低下と共に全箇所の冷却速度が高くなった。冷却開始より約 16 時間程度経過すると加速管温度は下げ止まり一定となった。到達した温度は、クライオスタットの最も内部にある加減速管が 15 K 程度と最も低温となり、冷凍機は 23 K となった。サーマルシールドの温度は冷却開始より 22 時間程度経過すると安定し、その到達温度は 33 K 程度となった。この時のクライオスタット内の真空圧力は 1×10^{-5} Pa 程度であった。測定した温度が数時間安定していることを確認した後、冷凍機の電源を切り自然昇温を開始した。昇温開始の 23 時間後に 100 K 付近まで温度が上昇していることを確認し、0.1 Pa の N₂ ガスを注入した。これは真空圧力が粘性流領域になり熱伝導が増えるので昇温時間が短縮できるためである。本試験によって、加速管受け板までの冷却構造に問題がないことと、準備を含め冷却にはまる 1 日費やし、昇温には 120 時間程度かかることが分かった。冷却時間について、計算では 13 時間程度であったのに対して実験では 16 時間程度であった。計算では冷却伝導部品間での接触熱抵抗等の損失を考慮していなかったため、冷却時間が 2 割程度短く算出されたと考えられるが、冷却時間を見積る計算としては十分な精度であったといえる。

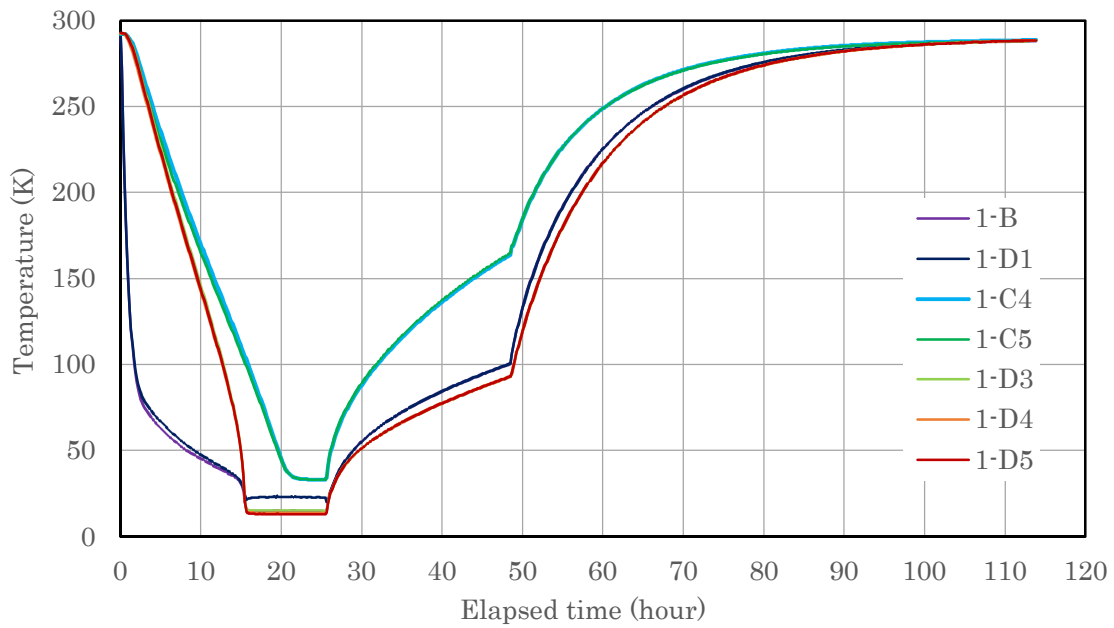


図 3-7 冷却試験温度履歴.

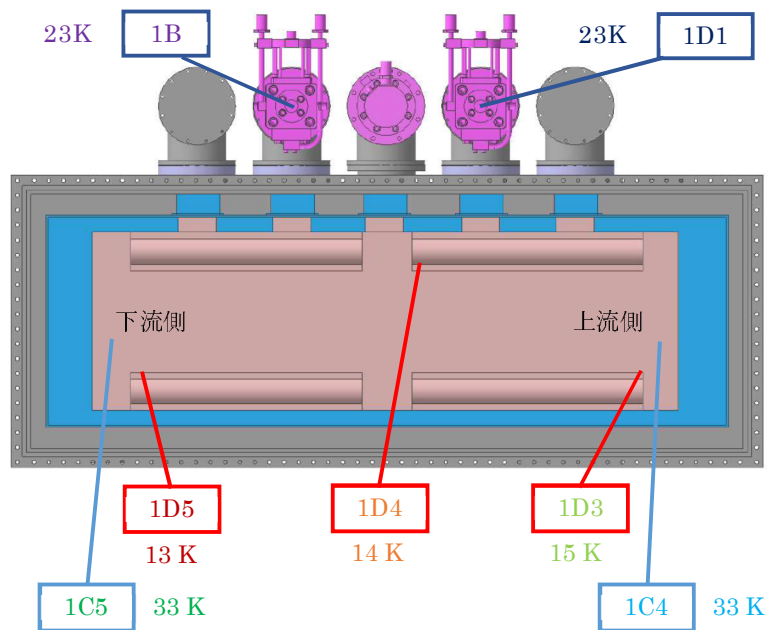


図 3-8 温度センサーの位置及び冷却到達温度：

冷凍機に設置したセンサー1B1、1D1.

加減速管受け板に設置したセンサー：1D3、1D4、1D5.

サーマルシールドに設置したセンサー：1C4、1C5.

3.2.2 冷却及び昇温過程での減速管端面位置の変位測定

クライオスタットの構造について、上述したように室温から低温 20 K まで冷却すると、クライオスタットに対して減速管は加速管の方へ 1.0 mm 程度変位し、鉛直方向にも 0.4 mm 程度低く変位する計算である。これらの計算値は参考文献[2-15]の熱膨張率を基に算出した値である。減速管受け板の上下流側の両端に設置した 3 セル空洞の端面について、トランシットを用いてクライオスタットに対する変位量を測定し上述の計算値と比較した。本測定の概要図を図 3-9 に示す。測定基準は上流側及び下流側の測定においていずれもクライオスタットの側面と架台足部より定めた。測定器配置の都合上、鉛直方向の変位量は上流側のみの測定となった。測定結果を図 3-10 に示す。水平方向の測定では、300 K から 160 K における冷却過程の下流側の測定値は計算値の半分程度にあたる 0.3 mm 程度の変位にとどまった。その後の 160 K から 13 K における冷却過程の下流側の測定値は計算値と同程度変位する結果となった。その後の常温までについては計算値と同程度の変位量が得られた。上流側については水平方向及び鉛直方向共に、常温から 13 K までの冷却過程及びその後の昇温過程において計算値と同程度の変位量が得られた。160 K までの冷却過程において、下流側の水平方向の変位量が少なかった事については以下の原因が考えられる。フリー構造である 5 本の支柱が一定方向に可動するように、これらの支柱の摺動部近辺にガイドピンを設けているが、冷却過程でこのピンが下流側水平方向の変位量を制限したのではないかと考えられる。更なる検証が必要であるが今後の課題とする。

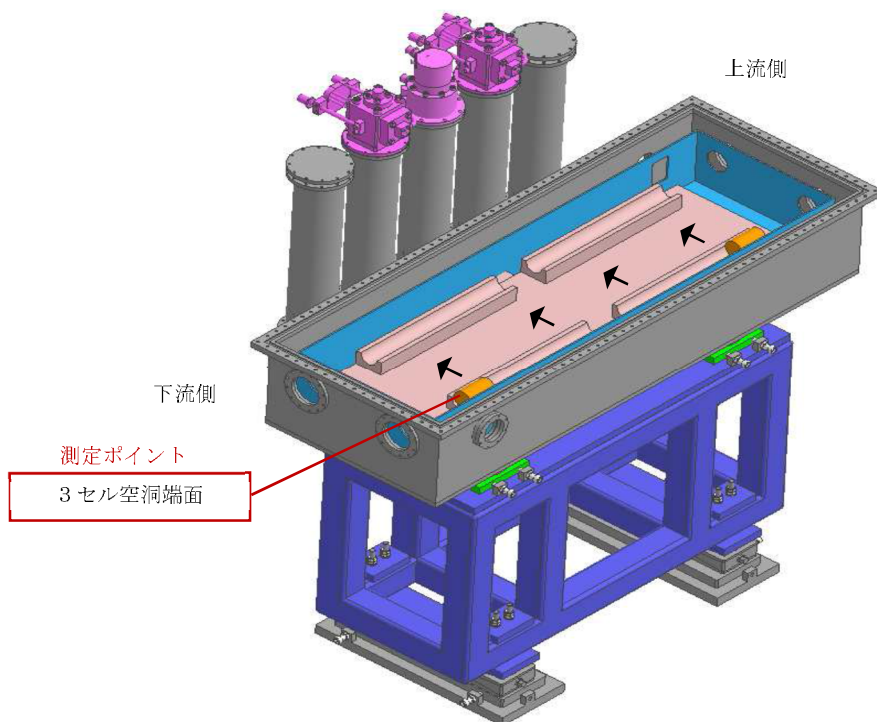


図 3-9 冷減速管端面位置の変位量測定の概要図.

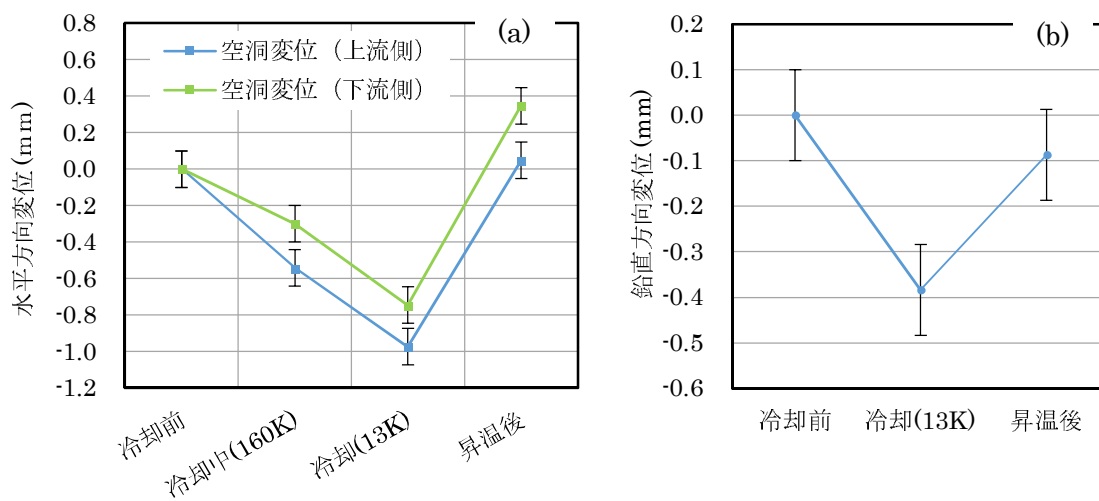


図 3-10 冷却および昇温による減速管端面位置の変位量：
 (a) 水平方向変位、(b) 鉛直方向変位.

3.3 加速管の低電力試験

本試験の趣旨は、加速管の高周波特性（反射特性、減衰定数、充填時間、位相特性、共振周波数等）を測定して、低温下で加速管に大電力を投入可能であることを評価する。各製造工程後に常温で測定し、製造完了後低温下で測定を実施する。本試験では、加速管の運転環境である真空圧力及び低温 20 K に周波数補正し評価する。

3.3.1 常温における低電力

(1) 試験配置

常温での製造完了後の加速管の低電力測定を図 3-11 に示す構成にて恒温室内で行った。恒温室内は、温度 $25 \pm 0.5^\circ\text{C}$ 、湿度 $50 \pm 5\%$ で管理されている。測定前には十分温度が安定するように加速管を恒温室内で半日程度保管した。恒温室内で測定治具に取り付けられた加速管を図 3-12 に示す。高周波特性の計測にはネットワークアナライザ（Agilent Technologies, Inc. : N5231A PNA-L）を用いた。主な計測内容は入力及び出力側の反射特性（VSWR）、減衰定数（ α ）、充填時間（ t_f ）、位相特性、反射特性（ Γ ）である。このうち反射特性及び位相特性は、 $\phi 8 \text{ mm}$ の離調棒を使用してノーダルシフト法を用いて行った[3-5]。

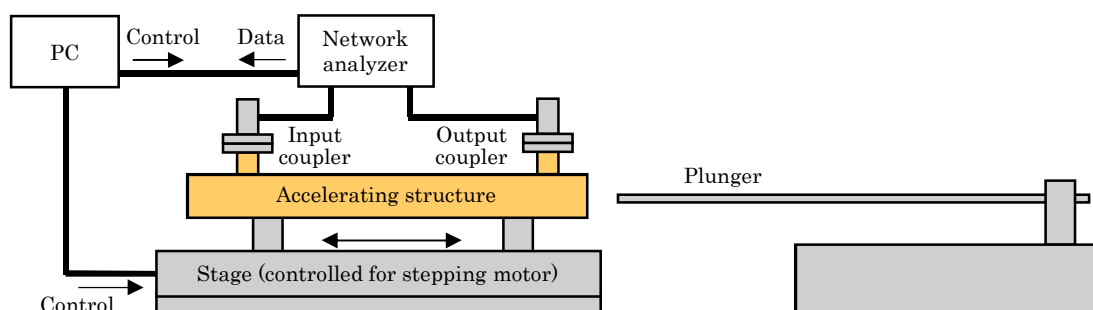


図 3-11 常温における低電力試験の構成。



図 3-12 低電力測定治具に設置後の加速管。

(2) 低電力試験結果

RF チューニングを終えた製造完了後の加速管の恒温室内で測定した入力側及び出力側の反射特性 (VSWR)、減衰定数 (τ), 充填時間 (t_f) を図 3-13 に示す。測定結果はいずれも温度 20 K、真空中に補正されている。また各工程 (精密加工、拡散接合、EBW、RF チューニング) 後の 5712 MHz (20 K、真空換算) における位相特性及び反射特性 (Γ) を図 3-14 及び図 3-15 にそれぞれ示す。図 3-14 より、EBW 後に EBW 近傍であるセル (セル番号 2、25、50、70 付近) の位相が大きくマイナス方向へ振れている事が分かる。また、図 3-16 に示すように位相が大きくマイナス方向に動いたセルの外径は EBW 後に小さくなった。この傾向は設置方向が垂直方向の方がより大きく、その平均変化量は 0.1 mm 程度である。またこの垂直方向は、図 3-17 に示す EBW 時の加速管保持治具のクランプ締め付け方向に一致する。これらの実験事実より、クランプの締め付けが強すぎたために加速管外径を変位させてしまい位相が大きく変位してしまっただのではないかと考えられる。なお図 3-14 及び図 3-15 (d) に示すように RF チューニング機構によって調律され、最終的に位相特性の累積位相誤差 σ_e は 13.2°まで回復した。

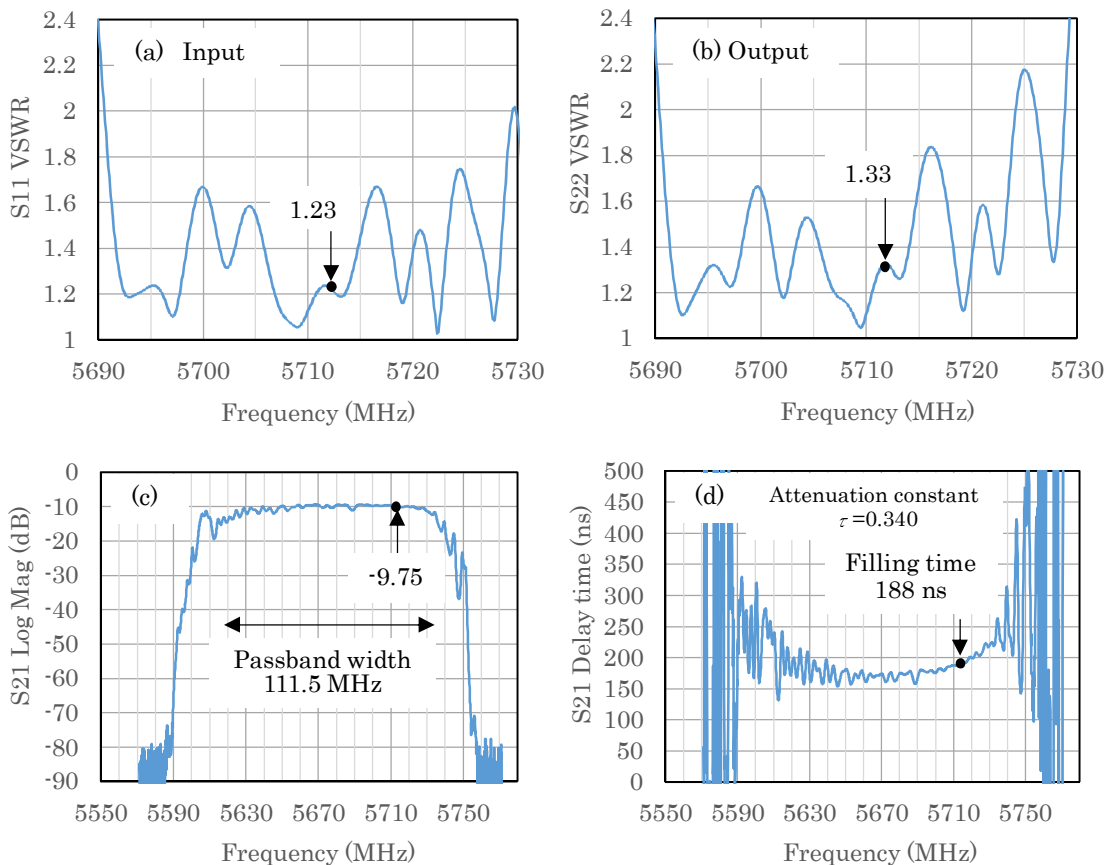


図 3-13 室温における低電力特性 :

(a) 入力側 VSWR、(b) 出口側 VSWR、(c) 減衰率、(d) 充填時間.

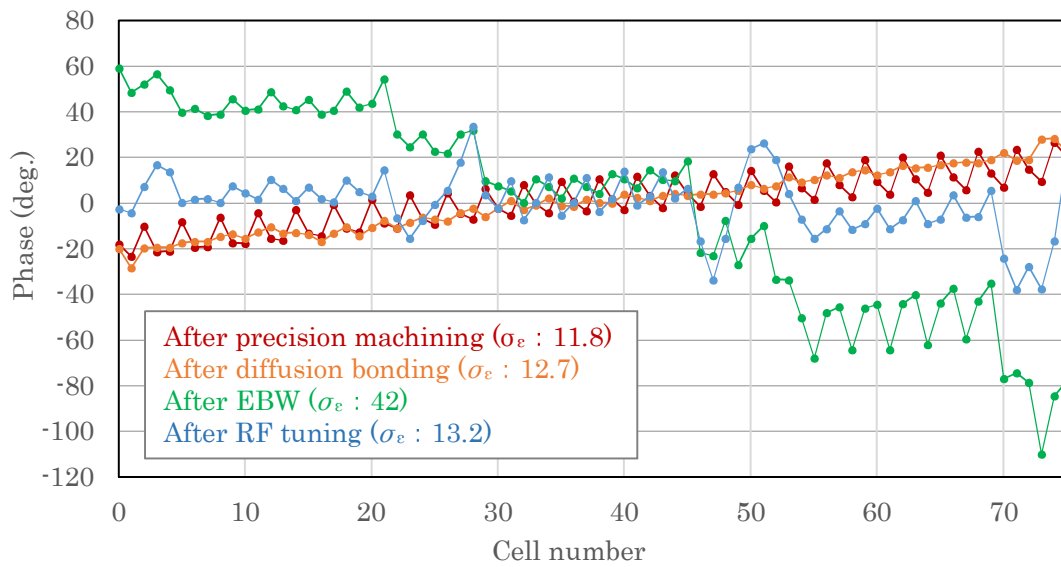


図 3-14 加速管の位相特性.

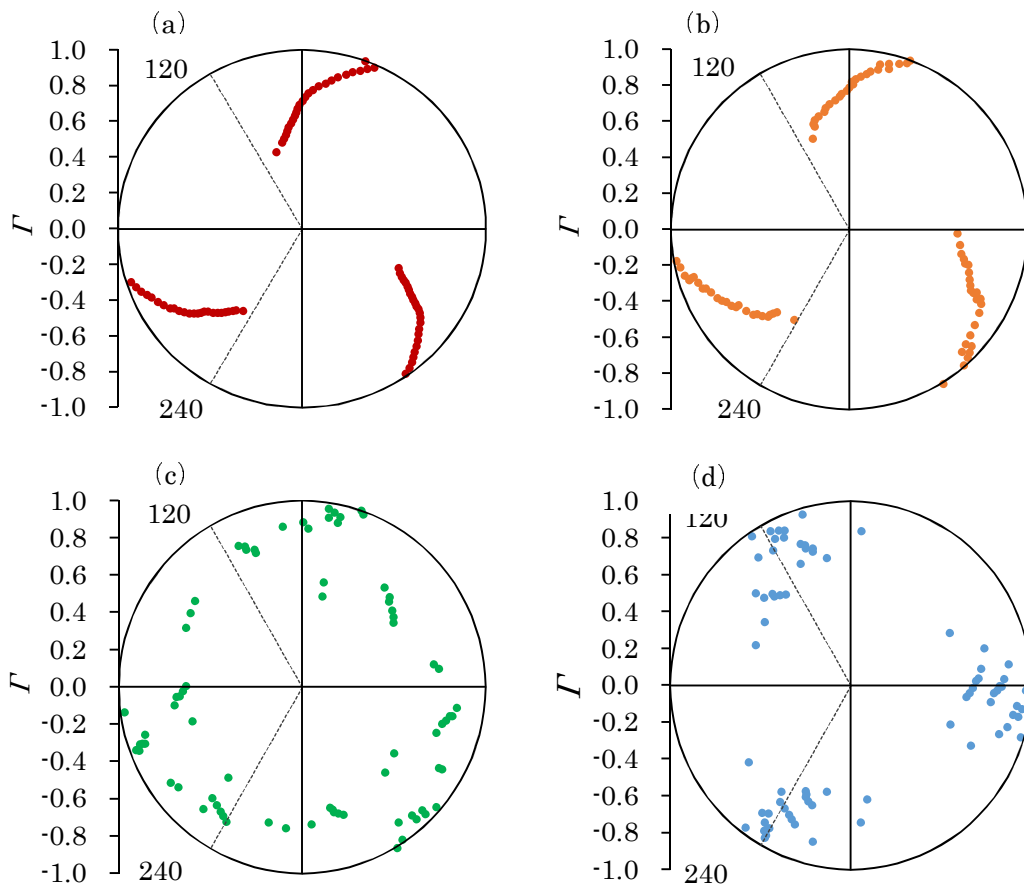


図 3-15 加速管の反射特性 :

(a) 精密加工後、(b) 拡散接合後、(c) EBW 後、(d) RF チューニング後.

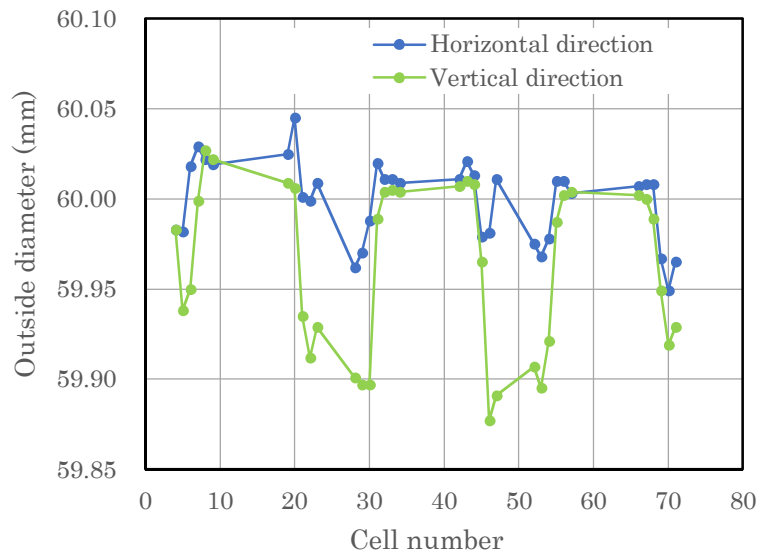


図 3-16 EBW 後での加速管外径寸法.

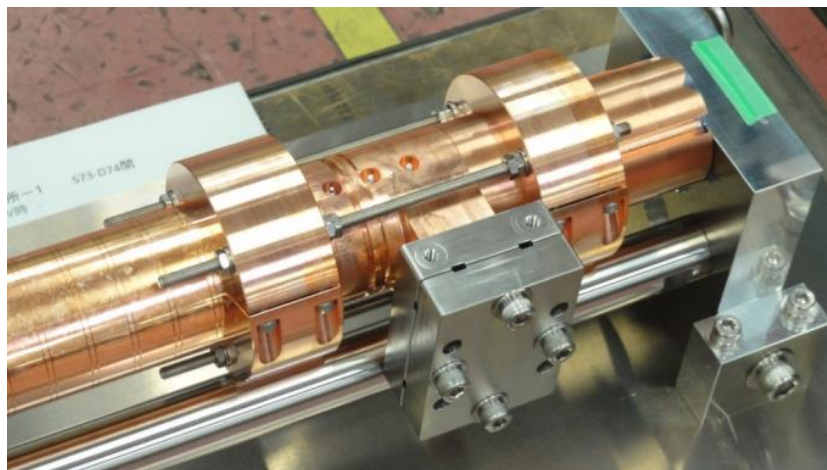


図 3-17 BW 時の加速管保持治具.

3.3.2 低温における低電力試験

(1) 試験配置

次にクライオスタットで冷却し、低温環境下で本加速管の低電力試験を行った。図 3-18 に試験装置の構成を示す。図 3-19 にクライオスタット内に設置した本加速管を示す。上下流のカプラーはそれぞれ熱勾配導波管を介して室温下で真空圧力対応の方向性結合器と接続する構造となっている。方向性結合器はケーブルを介してネットワークアナライザー（常温での測定時と同じ計測器）に接続される。冷却による熱収縮量を吸収するため、図 3-4 に

示すように熱勾配導波管の外側にはベローズが設置されている。加速管温度はセルノックス抵抗温度センサーにて加速管中央付近を測定した。熱勾配導波管及び加速管温度測定用センサーを図 3-20 に示す。クライスタット内の真空圧力については、加速管内外で隔てられそれぞれ別系統で真空排気する構造となっている。クライオスタット冷却試験時と同様の配置で同様の 3 台の冷凍機を用いた。主な計測内容は、入力側及び出力側の反射特性 (VSWR)、減衰定数 (α), 充填時間 (t_f) である。ノードルシフト法を用いた測定は、測定環境を整えることが難しく実施しなかった。また本試験の趣旨に大きな影響が出ないと考えられ、取り外しの難しい構造である熱勾配導波管については高周波特性の校正の適用範囲外とした。

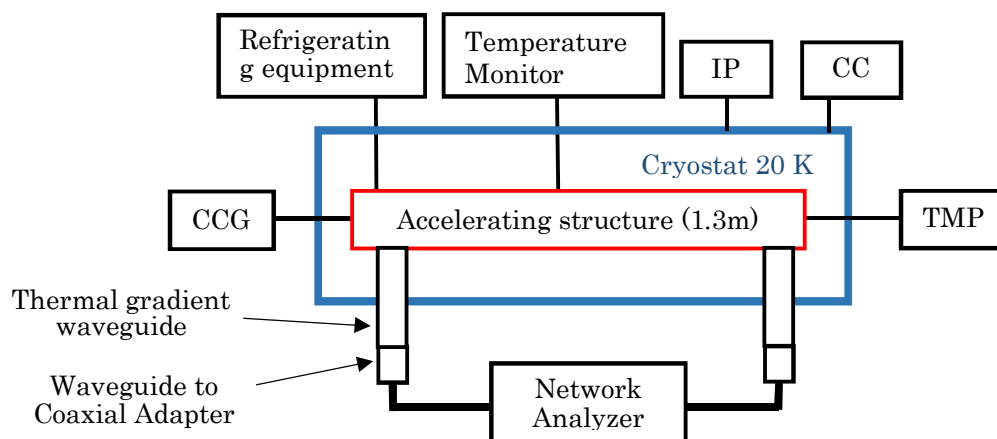


図 3-18 低温における加速管の低電力試験構成.

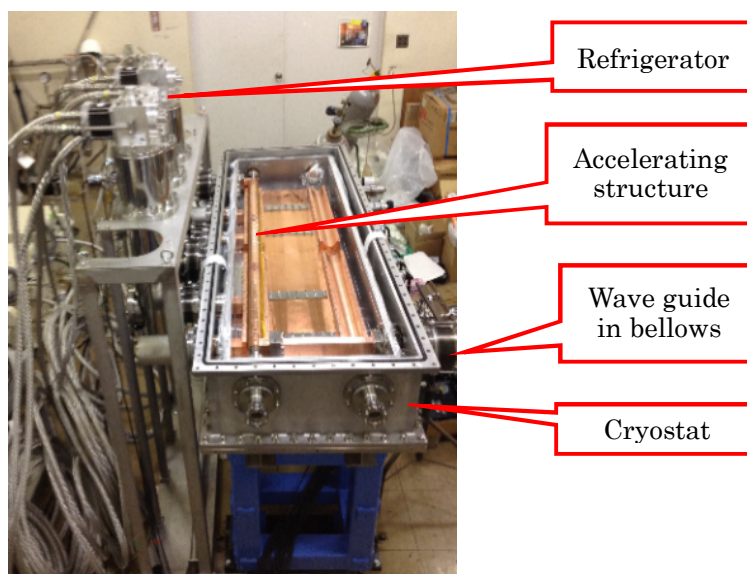


図 3-19 クライオスタット内に設置後の加速管

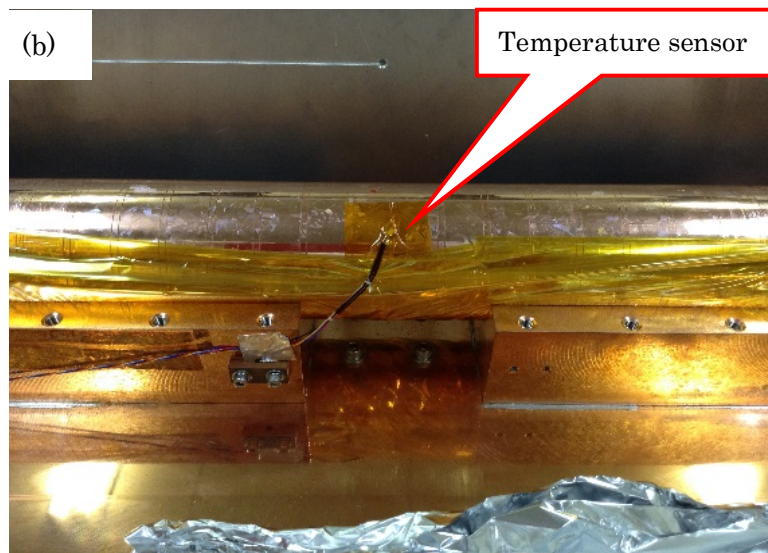
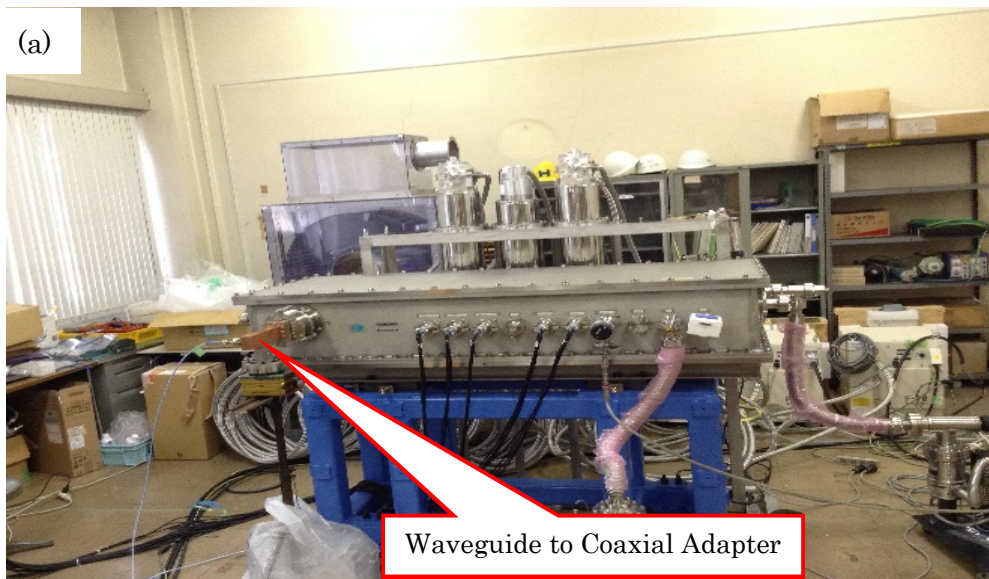


図 3-20 低電力試験の構成部品：
 (a) 同軸導波管変換機、(b) 加速管中央部温度センサー

(2) 低電力試験結果

5712 MHz での製造過程及び低温における低電力特性一覧を表 3-4 に示す。クライオスタットに設置後の低電力特性を図 3-21 に示す。クライオスタット内及び加速管内を真空圧力にし、その後、計測器の校正及び測定を行った。クライオスタットの設置の都合上、恒温室内での測定出来なかったため、冷却前の温度 288.5 K での高周波特性を参考値として表 3-4 及び図 3-21 に記載した。冷却により温度は 48.8 K までしか下がらなかったが、この温度から加速管運転温度である 20 K まで冷却すると、周波数は 0.27 MHz しか小さくならない計算である。低温における高周波特性は冷却到達温度 48.8 K で行った。

試験の結果、50 K 程度に冷却後に入力側の VSWR は 1.41 を示した。表 3-4 の No.3 及び No.4 に示すようにクライオスタットに設置前後で入力側の VSWR は 0.1 上昇した。この原因には、クライオスタットに設置後の測定では、真空仕様の同軸導波管変換機を使用したのが、上述のとおり未校正であることが考えられる。真空仕様の同軸導波管変換機が校正されていけば低温での入力側の VSWR は 1.3 程度を示すと考えられることと、常温と低温での入力マッチング特性が安定しているので、 5712 ± 1 MHz の大電力を低温環境下で本加速管に投入できると判断した。また、加速管温度が目標の 20 K まで下がらなかった原因については、加速管と加速管受け板の接触が悪かったことが考えられる。大電力試験に向けた対策として、加速管の接触部にインジウムを設置すること、加速管を固定する押さえ板をアルミ材から銅材に変更し冷却伝導面積を増やすことを実施する。

表 3-4 加速管の低電力特性 (5712 MHz、真空換算) .

No	工程 (測定環境)	VSWR Input	VSWR Output	Att. (dB)
1	精密加工後 (298 K、大気)	1.07	1.16	-7.72
2	拡散接合後 (298 K、大気)	1.20	1.17	-9.70
3	RF チューニング後 (298 K、大気)	1.23	1.33	-9.75
4	クライオスタット内に設置後 (288.5 K、真空)	1.33	1.33	-9.88
5	クライオスタット内に設置後 (48.8 K、真空)	1.41	1.39	-8.40

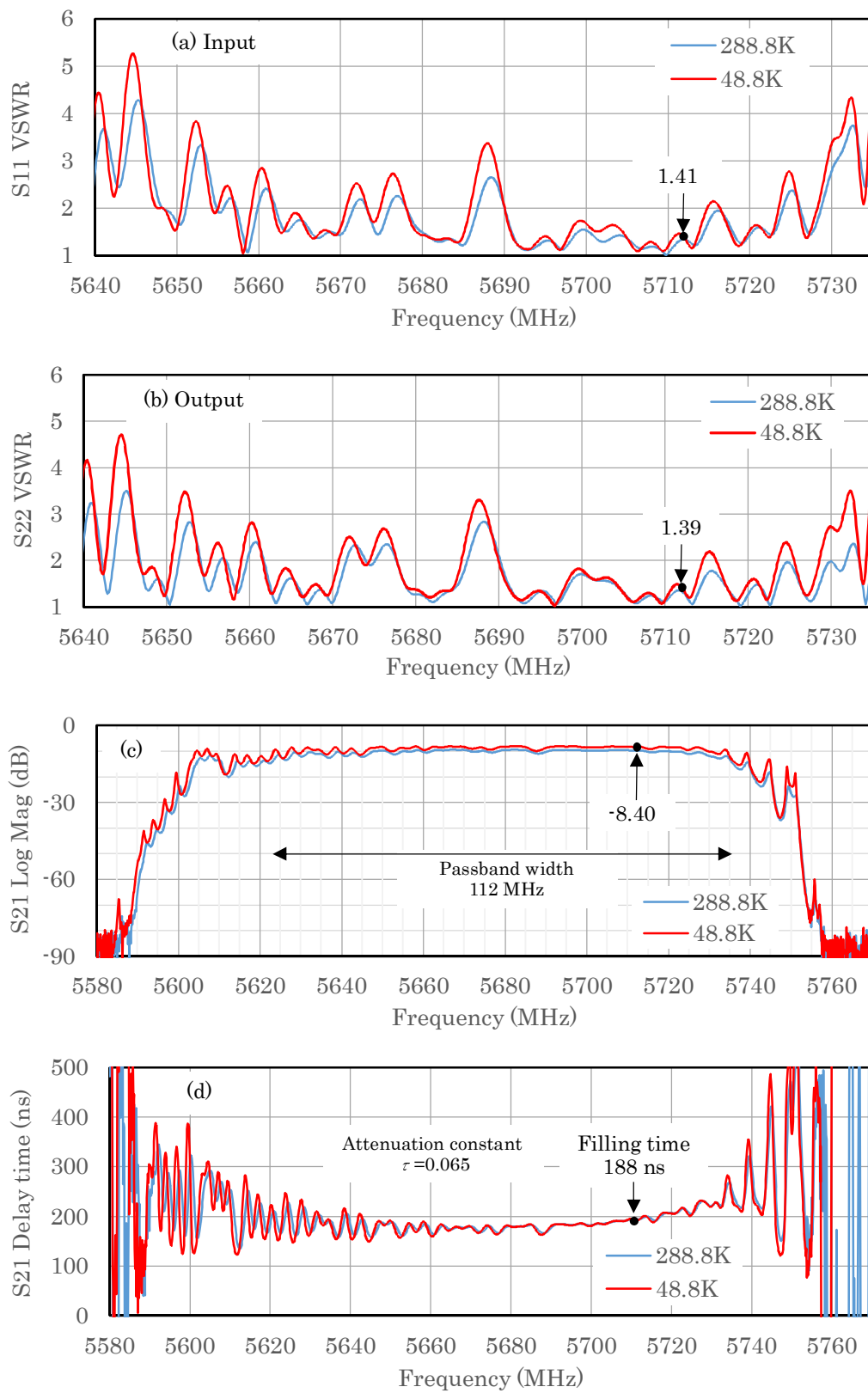


図 3-21 低温における低電力特性：
 (a) 入力側 VSWR、(b) 出口側 VSWR、(c) 減衰率、(d) 充填時間。

3.3 参考文献

- [3-1] 低温工学協会編, “超伝導・低温工学ハンドブック” オーム社 (1993).
- [3-2] 武山斌郎, 大谷茂盛, 相原利雄, “大学講義 伝熱工学” 丸善株式会社 (1983).
- [3-3] 李瑞. “高温超電導応用機器向け単段 GM 冷凍機.” 超電導 Web21 (2015) Jun 5-6
(http://www.istec.or.jp/web21/pdf/15_06/all.pdf)
- [3-4] 住友重機械工業株式会社 HP (http://www.shicryogenics.com/wp-content/uploads/2012/11/CH-110_Capacity_Map.pdf)
- [3-5] 惠郷博文, “高周波加速管”, OHO'13, 7 章(2013).

4. 低温における加速管の大電力試験

加速管の大電力試験では、高周波電力が投入されることにより加速管内では電圧が印加されて、暗電流が流れると共に微小放電が起きる。その後徐々に印加電圧が上昇される（投入電力が上昇する）ことによって、絶縁破壊が起き運転は停止（トリップ）する。この時の電圧を絶縁破壊電圧 (V_b) という。繰り返し低い電圧から徐々に印加させていく事によって、やがて V_b は本来得られるであろう最大値となり、 I - V 曲線は滑らかとなる。この効果をコンディショニングという。通常コンディショニングの目標は、入力電力及び RF パルス条件により決定される。1章4節で述べたように暗電流は電子ビームの加速に必要なエネルギーを奪ってしまうことやバックグラウンド増加による加速器利用実験への悪影響となってしまう。また暗電流は放射線と密接な関係がある事から、これらの発生量は低いほど望ましく、またこれらの発生量を把握することは重要である。低温におけるこれらの特性やコンディショニング特性を検証する。

4.1 大電力試験装置

テストベンチは、高エネルギー加速器機構 (KEK) 内にある電子陽電子入射器棟の旧クライストロン準備室に構築した。テストベンチ全体図を図 4-1 に示し、以下に概略を述べる。

(1) 放射線シールドブロック

クライオスタット内に設置された加速管は、厚さ 0.5 m のコンクリート製ブロックで構築された、長さ 7 m×幅 3 m×高さ 2 m の空間に設置した (図 4-2 (上, 下))。

(2) クライストロン

クライストロン及びその電源の写真を図 4-3 に示す。本試験で使用するクライストロンの主な仕様は下記の通りである。

東芝電子管デバイス製 ES7202,K (S/N 13F073)、最大出力 50 MW、発振周波数 5712 ± 1 MHz、RF 最大パルス幅 2 μ s

(3) 導波管

立体回路には、新規品の導波管や方向性結合器、ダミーロードの他に、過去に KEK 内で加速器運転に使用していた導波管や方向性結合器も含まれる。そのため導波管フランジ時には DESY フランジ及びメルディニアンフランジの 2 種を混同し用いた。立体回路長さは約 11 m である。なおクライストロンへの反射が大きい場合に備えて 3 スタブチューナーを準備した。放射線シールドブロックの天井に設置した導波管の写真を図 4-4 に示し、クライオ

スタットに取り付ける熱勾配導波管の写真を図 4-5 に示す。

(4) 試験加速管

クライオスタット内に設置された 6N8 銅材の C バンド加速管は、天井よりコンクリートブロックを取り外してシールド内に設置された。クライオスタット内に設置されている加速管を図 4-6 に示す。シールド内に設置された加速管の軸上の上下流にはファラデーカップ (FC) やベンディングマグネット (BM) を暗電流量や暗電流運動量スペクトルを測定するために設置した (図 4-7)。加速管下流側の FC の後方に鉛製のビームダンプを設置した (図 4-8)。

(5) 排気系

真空排気については、図 4-2 (上, 下) の IP1~7 にスパッタイオンポンプ 7 台を配置した。IP1~5 に配置されるポンプの排気量は 50 l/s であり、IP6 及び IP7 に配置されるポンプの排気量は 100 l/s である。また加速管上下流にあたりクライオスタットと隣接する位置に GV を設置している。

(6) 冷却系

冷凍機コンプレッサー用の冷却水を除いては、 30 ± 0.1 °C で調整されている冷却水を用いた。冷凍機コンプレッサー用の冷却水には、温調された冷却水量が不足したため温調前の 10 °C 程度の市水を用いた。各機器に必要な冷却水量を表 4-1 に示す。

表 4-1 各種冷却水量.

機器	クライストロン本体	クライストロン用収束電磁石	LLRF	クライストロン電源	ベンディングマグネット	ダミーロード	導波管	冷凍機用コンプレッサー
水量 (l/s)	30	10	5	5	5	20	2	35

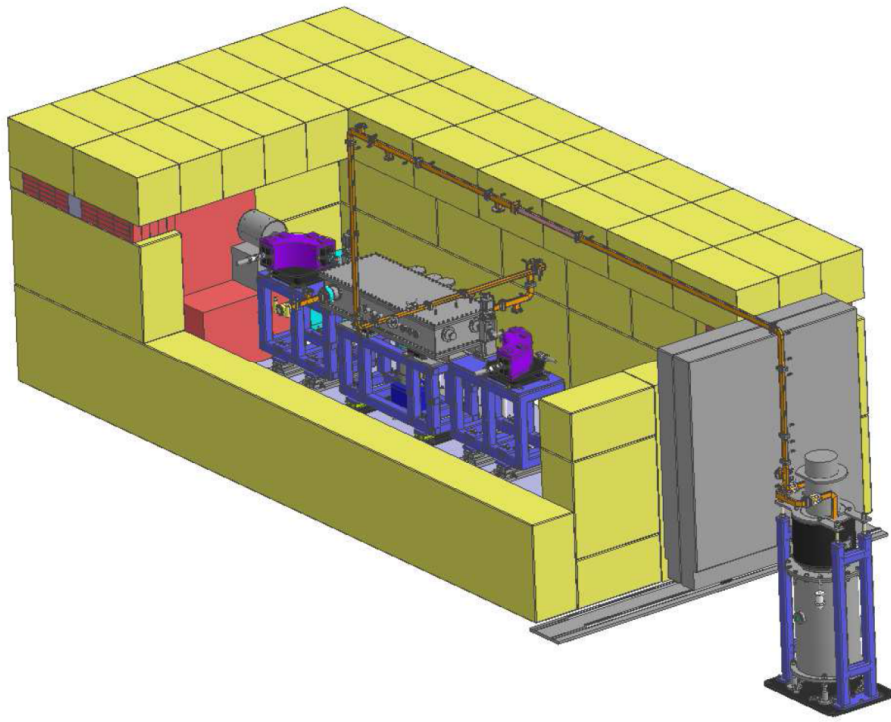


図 4-1 大電力試験配置 3D モデル図.

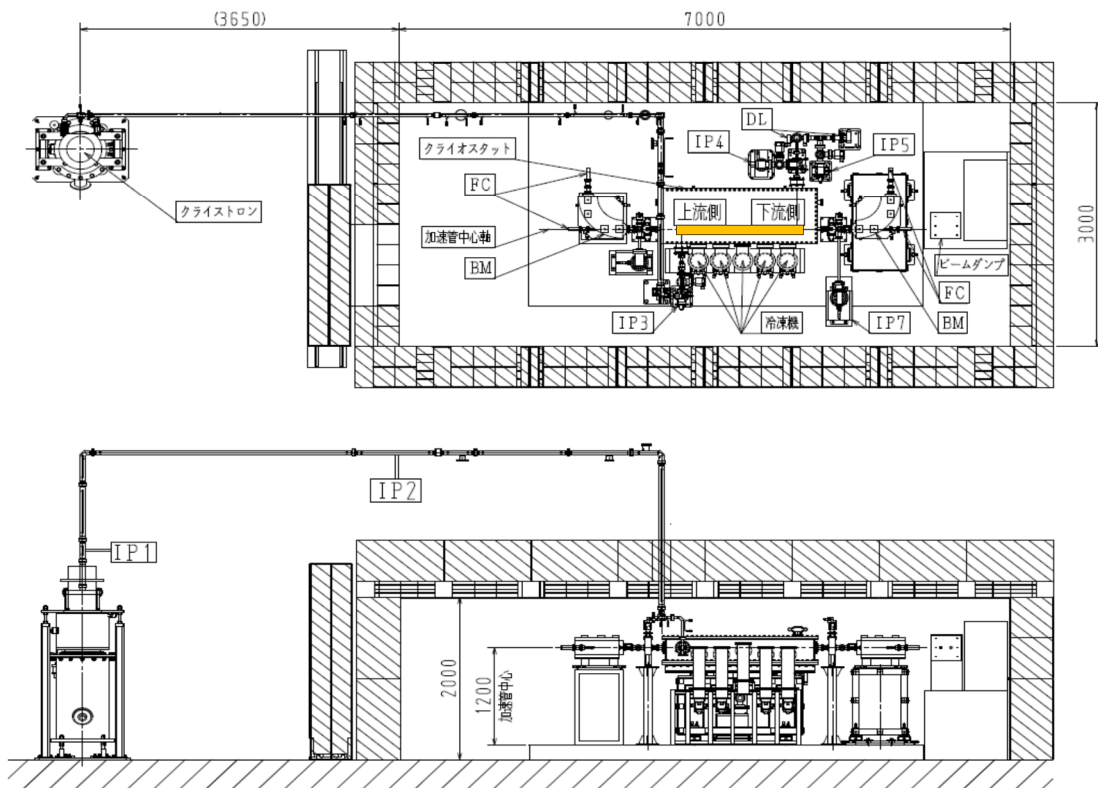


図 4-2 放射線シールド

(上) シールド内詳細図、(下) シールドを外した状態で見える側面図.



図 4-3 クライストロンとその電源.



図 4-4 放射線シールド天井の導波管.

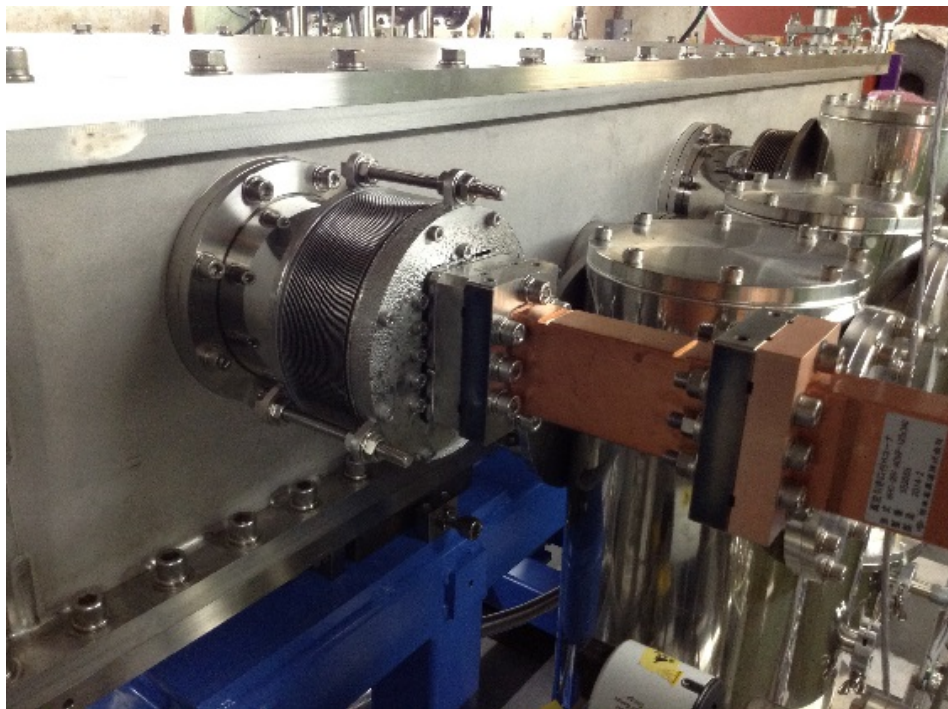


図 4-5 熱勾配導波管.

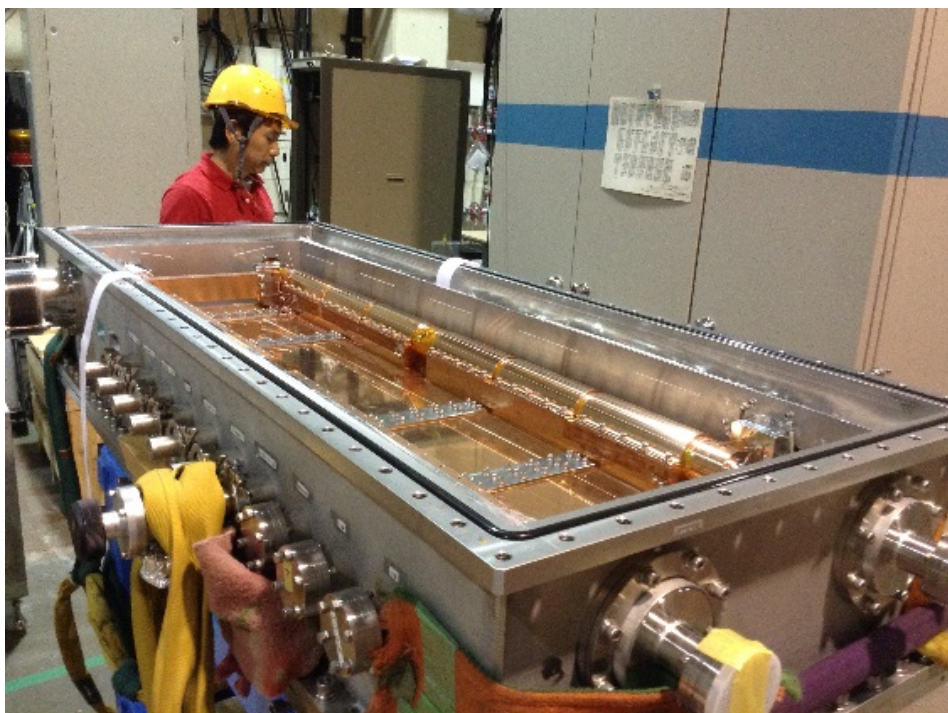


図 4-6 6N8 銅材 C バンド用加速管.



図 4-7 クライオスタット及びバンディングマグネット.

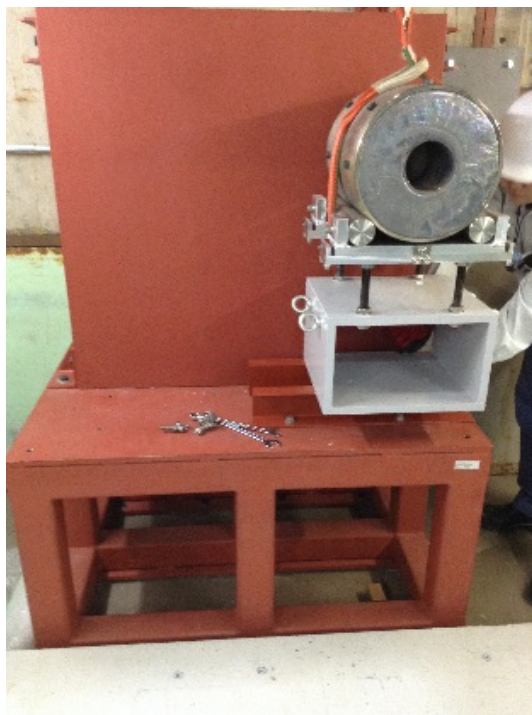


図 4-8 ビームダンプ.

4.2 大電力試験項目

主な測定項目は以下の①から⑥である。各測定機器の配置を図 4-9 に示す。

① RF 電力

RF 電力の測定には、ベータホール型方向性結合器 (DC) を用いた。設置位置は、クライストロン出口 DC1 (60 dB)、加速管入口 DC2 (60 dB)、加速管出口 DC3 (60 dB) の 3 箇所である。パワーメーターには、gigatronics 製 8541C を用いた。

② 真空圧力

真空圧力の測定には、ペニング型冷陰極電離真空計 (CCG) を用いた。設置位置はクライストロン出口、加速管入口、加速管出口、及び加速管下流側のベンディングマグネット付近である。また、各イオンポンプの放電電流値も目安としたほか、補助的な役割としてヌードイオンゲージ (NIG) をシールド天井の導波管及び、加速管上流のベンディングマグネット付近に設置した。

③ 放射線量

放射線量の測定には、日立アロカメディカル株式会社製 MAR-783 を用いて、約 50 keV ~ 6 MeV のエネルギー範囲の 1 分間当たりの放射線量を測定した。なお検出器には Si 半導体検出器が用いられている。

放射線エリアモニターの配置箇所は、A~F 地点の 6 箇所である {図 4-10 : 加速管上流側 FC の 11 cm 後方 : A 地点、加速管下流側 FC の 11 cm 後方 : B 地点、加速管中心部から天井側へ 13.5 cm 離れた位置であるクライオスタット蓋上面 : C 地点、加速管中心部から水平方向へ 47.5 cm 離れた位置であるクライオスタット側面部 : D 地点、上流側カプラーから天井側へ 13.5 cm 離れた位置であるクライオスタット蓋上面 : E 地点、上流側カプラーから天井側へ 13.5 cm 離れた位置であるクライオスタット蓋上面 : F 地点}。また、E 地点及び F 地点で、光電子増倍管 (PMT) にシンチレータを取り付けたものを設置して、放射線の波形を測定した。なお PMT には、北京濱松光子技术有限公司製の R212 を用いた。本 PMT の測定レンジは 1.9~6.7 eV である。

④ 暗電流の全電荷量

電界放出電子による暗電流の測定では、FC (図 4-11) に流れる電流をピコアンメーター (KEITHLEY 製 Model 6485、及び同製 Model 6517B) を用いて測定した。FC の設置位置は、加速管上下流共に加速管中心軸上で BM 後方 (FC1、FC2) である。FC の長さについては、FC 内での電子の飛程 L を式 (4-1) より算出し決定した [4-1]。

$$R = 0.562 \times E - 0.094 \text{ (g/cm}^2\text{)}. \quad (4-1)$$

ここで、本研究以降も使用できるように最大加速エネルギー E を 75 MeV として、実用飛程 $R (\text{g/cm}^2)$ を算出する。そして FC がステンレス鋼製 (密度 $\rho=7.86 \text{ g/cm}^3$) であることから、FC 内での電子の飛程 L を 54 mm と算出した。計算結果より安全率を 1.5 程度考慮し FC 長さを 80 mm とした。

⑤ 暗電流の運動量スペクトル

暗電流の運動量スペクトルの測定では、 90° 偏向するベンディングマグネット、及び FC を用いた。設置位置は加速管上流 (BM1、FC3)、加速管下流 (BM2、FC4) である。ベンディングマグネットについて、磁場強度と電源電流の関係及び軸上磁場分布をそれぞれ図 4-12 (a) 及び図 4-12 (b) に示す。ベンディングマグネットと FC の間には、エネルギー分解するためのスリットを挿入する。スリット幅は以下の計算により選定した。マグネットの曲率半径 400 mm 、最大磁場強度 0.63 T であるので、分析可能な最大エネルギーは 75.5 MeV となる。スリットのエネルギー分解能を 4.5% 確保して、ベンディングマグネットとスリットの距離 400 mm となるように配置する事により、スリット幅は 23.5 mm となった。

⑥ 加速管温度

加速管温度の測定では、センサーには校正された CERNOX センサーを用いて、測定器には LakeShore 製 224 を用いた。測定箇所は、加速管中央の外径部及び両端カプラー導波管部とした。

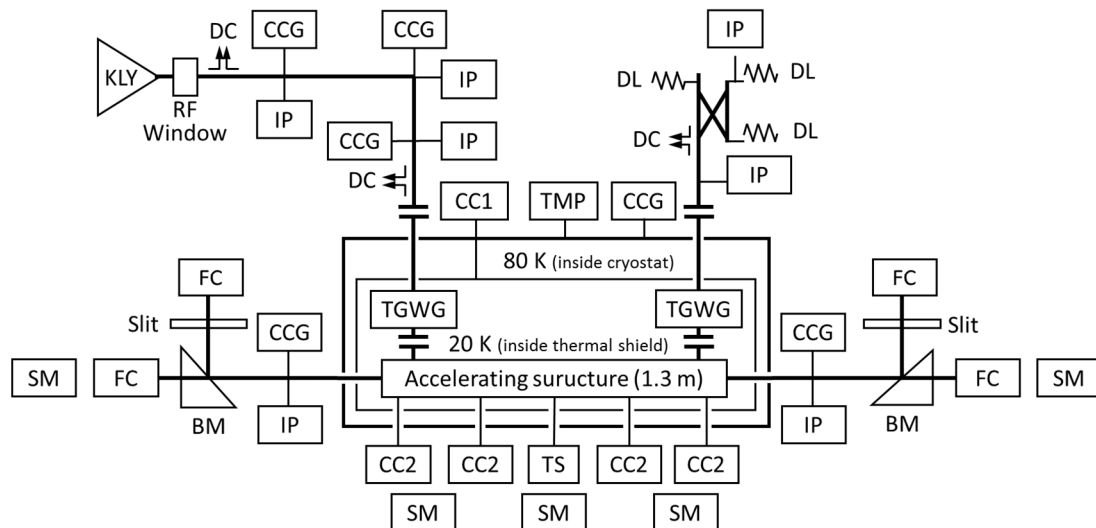


図 4-9 大電力試験配置ブロック図。

KLY: クライストロン; DC: 方向性結合器; DL: ダミーロード; FC: ファラデーカップ;
 BM: ベンディングマグネット; IP: イオンポンプ; CCG: 冷陰極真空計;
 SM: サーベイメーター; CC1: 80 K 冷凍機; CC2: 20 K 冷凍機;
 TGWG: 熱勾配導波管; TS: 温度センサー。

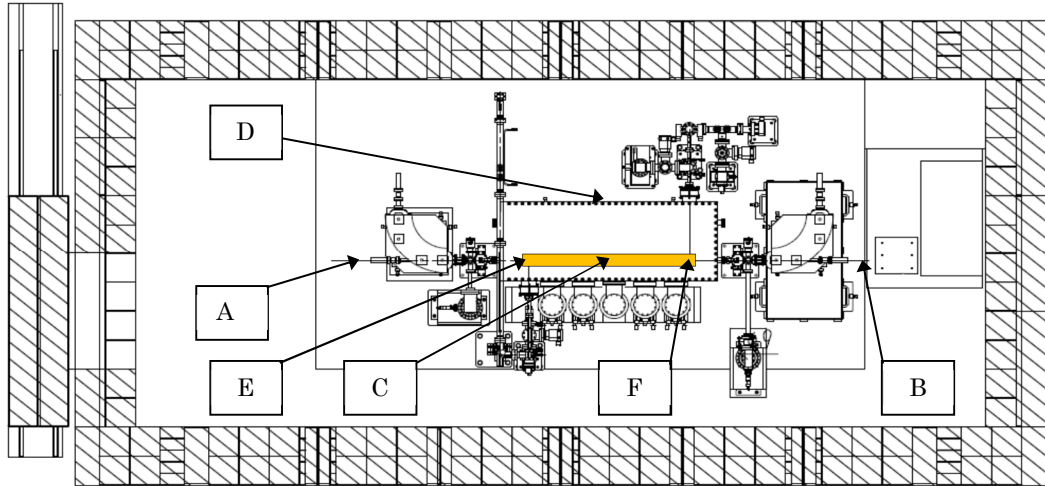


図 4-10 放射線モニター配置図（左側：上流側、右側：下流側）。

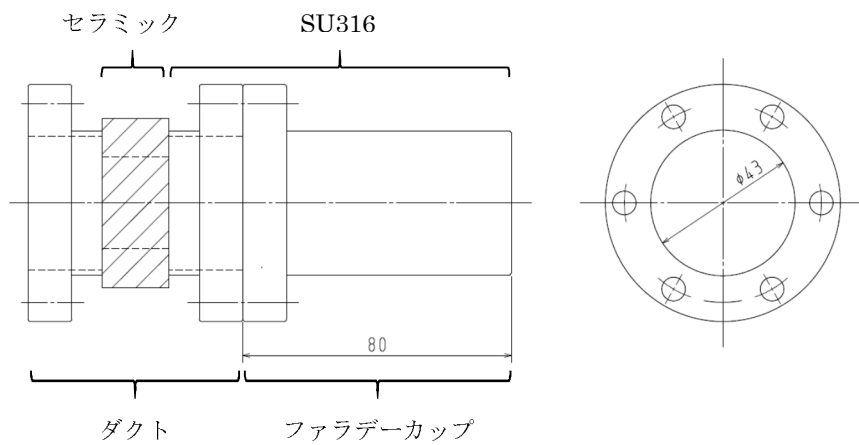


図 4-11 ファラデーカップ。

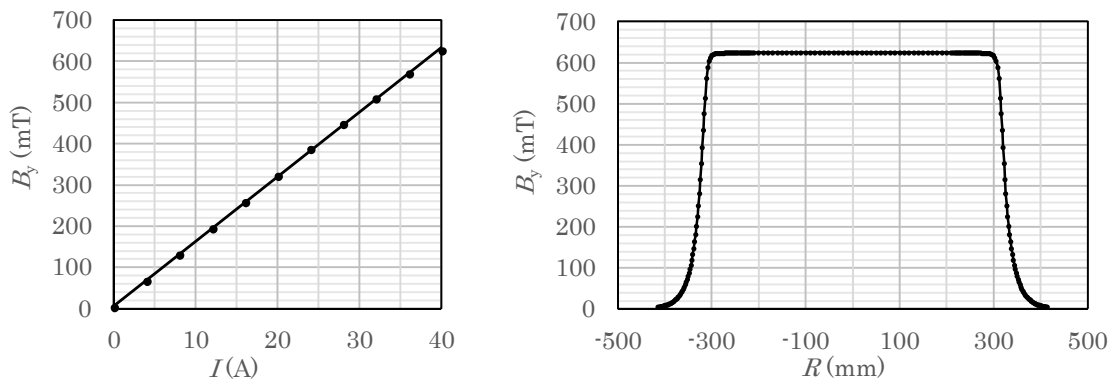


図 4-12 ベンディングマグネット[4-2]：

(a) 磁場強度と電源電流の関係、(b) 軸上磁場分布。

4.3 大電力試験方法

4.3.1 試験手順

RF パルス幅 2 μs 及び、RF 繰り返し 50 Hz を一定とし、投入電力を少しずつ上げて行き、目標とする加速電界強度を得ることがコンディショニングの目標である。最終的な目標は、表 4-2 に示す指定の RF パルス条件で加速電界強度 E_{acc} を達成することである。なお、表 4-2 における加速管入力 RF 電力については、大電力試験前に行った立体回路エージングで得たクライストロン最大出力 (45 MW) 時の値である。この値は立体回路 11m で約 7.8% の電力ロスがあることを示すが、計算値とよく一致していた。また前節の測定項目①から④及び⑥についてはコンディショニング中に絶えず一定間隔で記録できるよう自動測定を行い、⑤についてはコンディショニングの状況に応じて適宜測定する。

表 2 コンディショニング目標値.

目標値		RF パルス条件	
加速管入力 RF 電力 41.5 MW	加速電界強度 34.0 MV/m	RF パルス幅 2.0 μs	RF 繰り返し数 50 Hz

4.3.2 加速電界強度の測定値について

加速電界強度 E_{acc} の算出は式 (4-2) により行った。

$$E_{\text{acc}} = \sqrt{\frac{(1-e^{-2\tau})P_0R_{\text{sh}}}{L}} \quad \left(\frac{\text{MV}}{\text{m}}\right), \quad (4-2)$$

ここで、 τ は減衰定数、 P_0 は加速管入力 RF 電力 (MW)、 R_{sh} はシャント抵抗 (Ω/m)、 L は加速管全長 (m) である。

加速管入力 RF 電力 P_0 については測定値を用いて、シャント抵抗 R_{sh} 及び、減衰定数 τ については、表 1-4 に示した 20 K でのパラメーターを適用した。

4.3.3 暗電流の測定値について

測定される暗電流 I_{ave} は、時間平均された値である。したがって、ピーク電流 I_{peak} を求めるためには加速管に入力する RF パルス波形を考慮する必要がある。 I_{peak} を求める際には、以下①から④のように仮定した。

- ① 加速管は定電界型とする。定電界型加速管内では、単位長さ当たりの消費電力 dP/dz は一定であるので、式 (4-3) が成り立つ。ただし α は単位長さ当たりの減衰率である。

$$\frac{dP}{dz} = -2\alpha_r(z)P = \text{constant}. \quad (4-3)$$

- ② 電界放出電子は、ディスク部から放出されるとする。ディスクは 75 枚あるため、75 箇所から放出されるとする。
- ③ 電界強度が等しいのであれば、放出される電子数（電流値）はディスクの位置によらず一定であるとする。
- ④ あるディスクの位置において、電界強度 E_{acc} とその時に放出される電流値 I の関係は、測定される平均電流値 I_{ave} を基準とする。なお E_{acc} は、式 (4-2) より算出する。

以上の仮定をもとに、式 (4-4) を用いて測定される平均電流値 I_{ave} から矩形波 1 パルス当たりの電流値 I_{peak} を求める。本試験で適用される矩形波である RF 入力波形と暗電流波形の関係を図 4-13 に示す。

$$I_{peak} = \frac{I_{ave}}{r_p \times t_{through}}. \quad (4-4)$$

ここで、 r_p は RF パルス幅繰り返し数、 $t_{through}$ は 1 パルスの加速管を通過する時間 ($t_{through} = t + t_p$)、 t は充填時間、 t_p は RF パルス幅である。

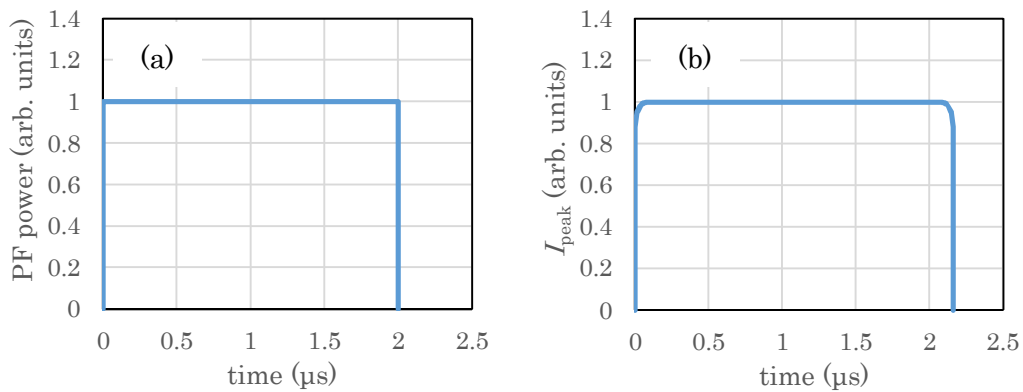


図 4-13 RF 入力波形と暗電流波形の関係：
(a) RF 入力波形 (b) 暗電流波形

4.3.4 コンディショニングの進め方

クライストロンの出力を以下のように 2 段階に分けて徐々に上げていく。

(1) 10 MW 以下

クライストロン出力が少ないので、クライストロンへ反射する電力が少ない。そのためクライストロンの反射電力による損傷が少ないので、VSWR のインターロック設定値を $VSWR = 10$ と極めて高い値に設定しコンディショニングを行う。また数 MW 程度までは、RF 窓や導波管でのマルチパクター等に由来するガス放出が多いので、真空圧力の変化をモニタリングしながら手動で RF 出力を慎重に上げていく。真空圧力のインターロックは 2×10^{-4} Pa に設定し、トリップした場合は、十分に真空圧力が下がった後に RF 電力を再投入する。

(2) 10 MW 以上

RF 窓や導波管でのガス放出が収まり、トリップ原因は加速管内での放電が主となる。KEK 入射器での加速器運転で使用されている Auto ES-up プログラムを使用して、トリップ頻度が 1 時間当たり 10 回程度になることを目標として調整しながら一定間隔で RF 出力を上げていく。

4.3.5 インターロック

インターロックには、次の 5 種類を用いた。

(1) RF 反射

クライストロンへの RF 反射電力は、クライストロン出口にある方向性結合器により計測する。インターロック設定値は $VSWR = 1.4$ とする。(ただし上述の如くクライストロン出力が 10 MW 以下の場合は、反射電力が小さいので $VSWR = 10$ とする。) 本インターロックでトリップした場合は、1 分間程度待機し、真空圧力が 1×10^{-5} Pa 以下に下がっていることを確認した後、RF 電力を再投入する。

(2) 真空圧力

CCG での圧力値を使用し、設定値は 2×10^{-4} Pa とする。本インターロックで停止した場合は、真空圧力が 1×10^{-5} Pa 以下に下がった後、RF 電力を再投入する。コンディショニングが進み、クライストロン出力が 10 MW 以上になると、ほとんど VSWR のインターロックによりトリップするため、本インターロックが作動することは少なくなる。

(3) 放射線量率

シールドブロックの外側で、 $20 \mu\text{Sv/h}$ 以上の放射線量率を計測した場合に本インターロックでトリップする。

(4) 冷却水量

表 4-1 に記載されている各種の冷却水量が不足した場合に本インターロックでトリップする。

(5) 冷凍機電源

冷凍機電源は、シールド内に設置される。冷凍機電源がダウンした場合に本インターロックでトリップする。

4.4 コンディショニングの結果

4.4.1 RF パルス波形

図 4-14 に、4ヶ所の方向性結合器で測定した各 RF パルス波形形状を示す。

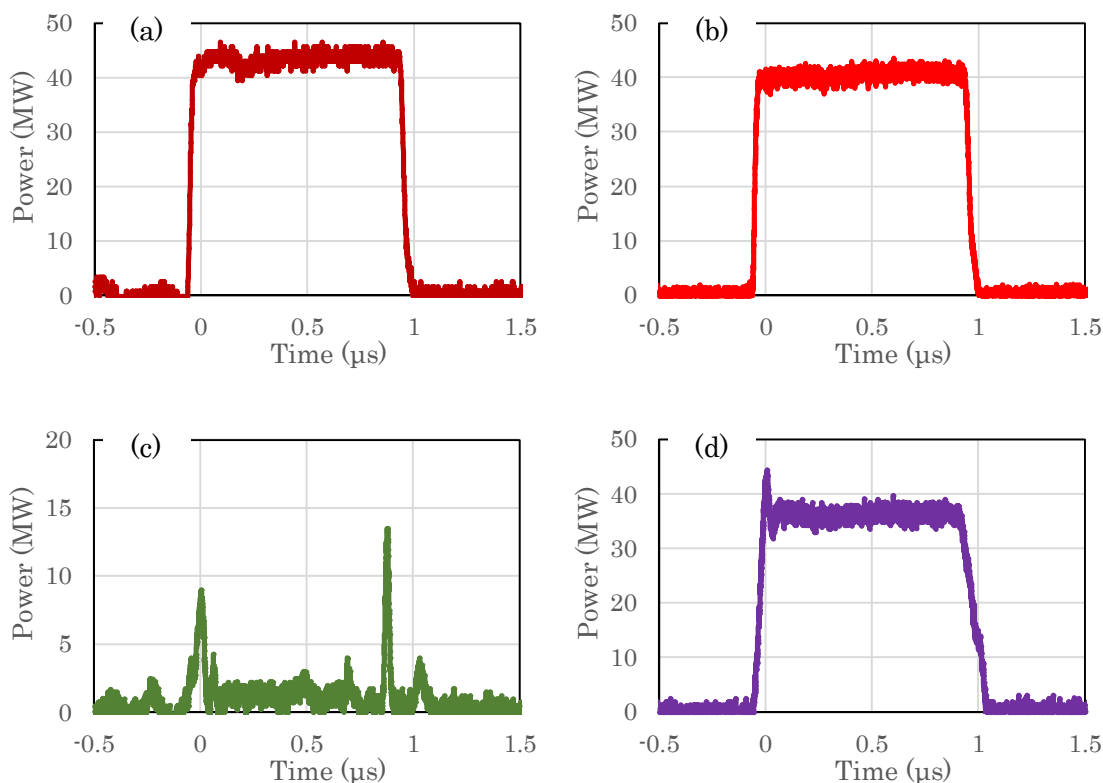


図 4-14 RF パルス波形：

- (a) クライストロン出口波形、(b) 加速管入力波形、
(c) 加速管からの反射波形、(d) 加速管出力波形。

4.4.2 加速管の VSWR 測定及び RF 電力透過率

加速管に RF 電力を投入した直後に、クライストロン出口での反射特性 (VSWR) を測定したところ 5712 MHz より数百 kHz 程度低い周波数の方がクライストロンへの反射が少ないことが分かった。クライストロン出口での反射特性 (VSWR) を測定した結果を図 4-15 に示す。なお VSWR はパルス幅におけるフラットピーク部から算出した平均値である。測定の結果、パルス幅が広がるに連れて、周波数に対する VSWR の最小値は周波数の高い方へシフトすると共に上昇した。パルス幅 1.0 μs での VSWR の最小値は 1.18 程度であり、その時の周波数は 5711.8 MHz 程度であった。RF パルス幅が狭い領域では、測定レンジから少し外れたところに反射波が帰ってくるため、反射係数が低くなったと考えられる。また

パルス幅 $1.0 \mu\text{s}$ におけるクライストロン出口での出力波形と周波数の関係を図 4-16 に示す。クライストロン充電電圧 (E_s) が 20 kV 、 35 kV の時にいずれも 5711.5 MHz 程度の時に出力値が最大となった。運転当初から 5712 MHz よりやや低い周波数の時、出力が最大かつ V_{SWR} は最小であったので、周波数を 5711.5 MHz に固定しコンディショニングを進めた。

また加速管内の RF 電力透過率を同じ測定器を用いて、加速管入口及び出口で測定して求めた。計算値は表 1-4 (1 章 4 節) の 20 K での減衰定数から 0.897 と算出されるが、実験値では 0.875 となった。実験値と計算値はよく一致する結果となった。4 章 7 節に示す入出力電力比 $P_{\text{out}}/P_{\text{in}}$ (図 4-33 (f)) の通り、加速管を通過する電力透過率は温度に依存する。RF 電力投入前の加速管中央の温度は 20 K を示した。

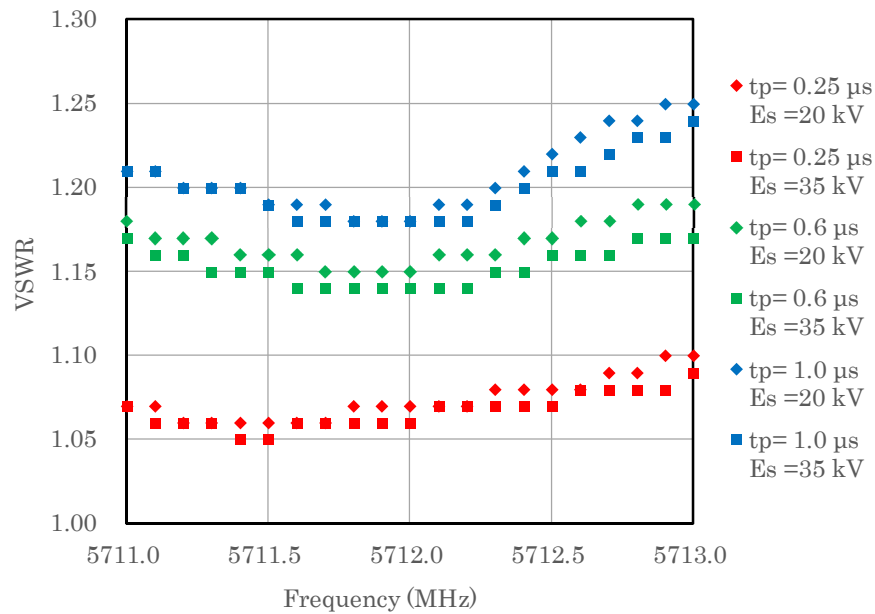


図 4-15 クライストロン出口における V_{SWR} と周波数の関係。

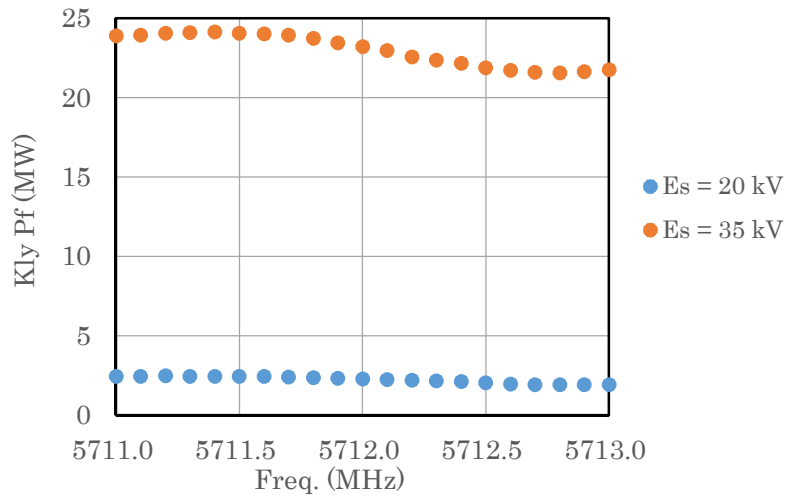


図 4-16 クライストロン出力と周波数の関係 (パルス幅 1.0 μs) .

4.4.3 試験履歴

図 4-17 (a, b, c) に、加速電界強度 E_{acc} 、真空圧力、真空圧力及び VSWR によるトリップ数の試験履歴を示す。当初 RF パルス条件を表 4-2 に示す条件で固定したまま、トリップ頻度を考慮しながら加速管へ投入する RF 電力を増やし目標コンディショニングまで進める予定であった。しかし加速管に電力 0.5 MW ($E_{\text{acc}} = 4 \text{ MV/m}$) を投入したところから、真空圧力がインターロック値付近の高い領域で安定してしまっただため、電力を上げられなくなってしまった。そこで duty factor を少なくするため RF 繰り返し 50 Hz 固定したまま、RF パルス幅を 0.25 μs に変更した。するとコンディショニング中のベース真空圧力が下がり、加速管への投入電力を上げていくことが出来るようになった。以後 RF パルス幅を少しずつ広げていき、試行錯誤を繰り返しながらコンディショニングを進めた。RF パルス幅変更履歴を表 4-3 に示す。RF 繰り返しについては終始 50 Hz に固定した。RF 電力投入前の加速管周辺のベース真空圧力は $3 \times 10^{-6} \text{ Pa}$ 程度であった。

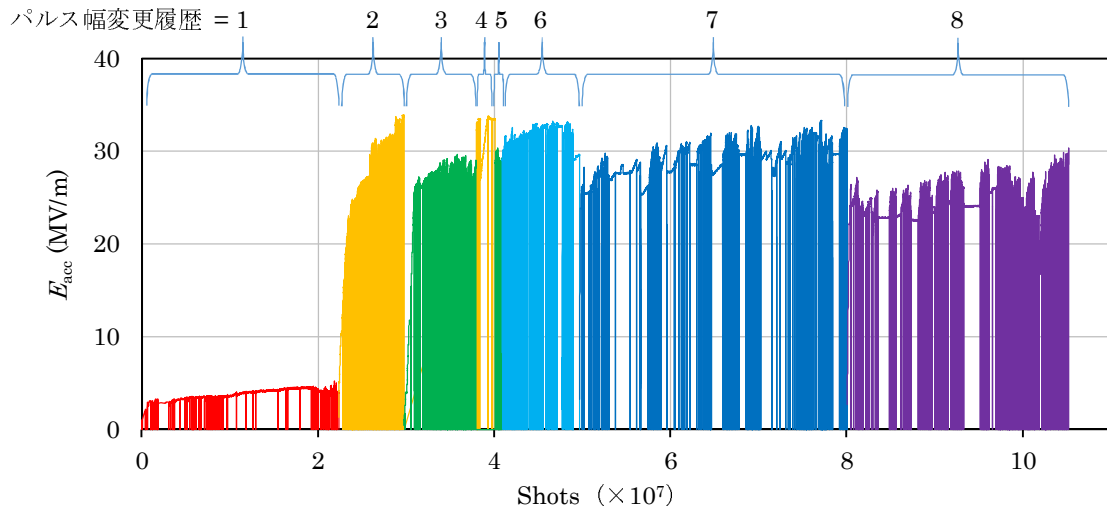
表 4-3 RF パルス幅変更履歴.

変更履歴	1	2	3	4	5	6	7	8
パルス幅 (μs)	2	0.25	0.5	0.25	0.4	0.5	0.6	1

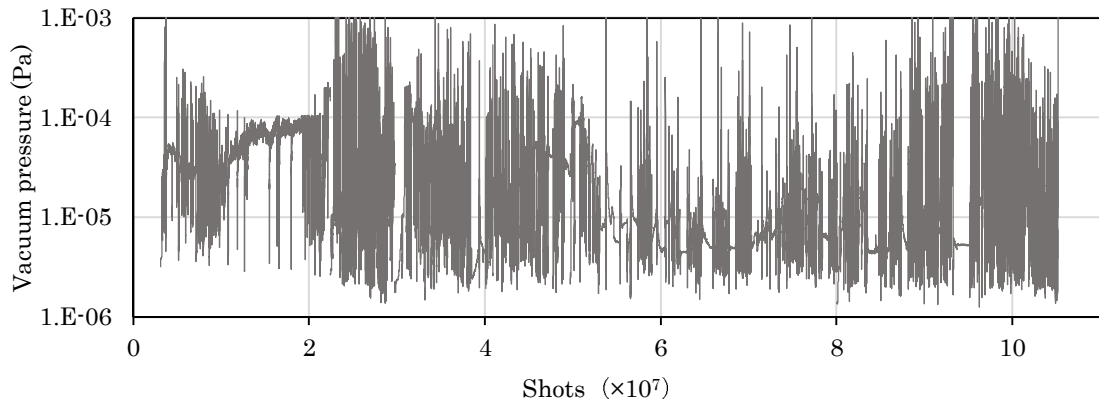
トリップ数については図 4-17(c)に示すように、RF パルス幅変更履歴 2 のパルス幅 0.25 μs までは真空圧力によるトリップ数が多かったが、RF パルス幅変更履歴 3 のパルス幅 0.5 μs 以降では VSWR によるトリップが大部分を占めた。ショット数が 9.8×10^7 程度で真空圧力によるトリップが再び顕著に増加しているが、この原因は冷凍機の故障により加速管

の温度が上がることによって真空圧力が上昇したためであると考えられる。本試験でのトリップは合計 1800 回程度であったが、その約 7 割は VSWR によるトリップであった。真空圧力によるトリップは全体の 2 割強程度であり、残りの 1 割弱のトリップは冷却水量不足、クライストロンの放電や過電流、安全扉開錠によるものであった。本試験では、合計 100 時間程度の夜間運転を実施していたが、その間は通常より投入電力を 1 割程度低く設定し運転していた。夜間運転では無人のためトリップ後に RF 電力の再投入を行わないのでコンディショニング時間を長く確保するためである。夜間運転を除いた平均トリップ率は、目標としていたおよそ半分の 1 時間あたり 4 から 4.5 回程度であった。運転時間は夜間運転を含めて 600 時間程度に及んだ。

(a) 加速電界強度



(b) 真空圧力



(c) VSWR によるトリップ数.

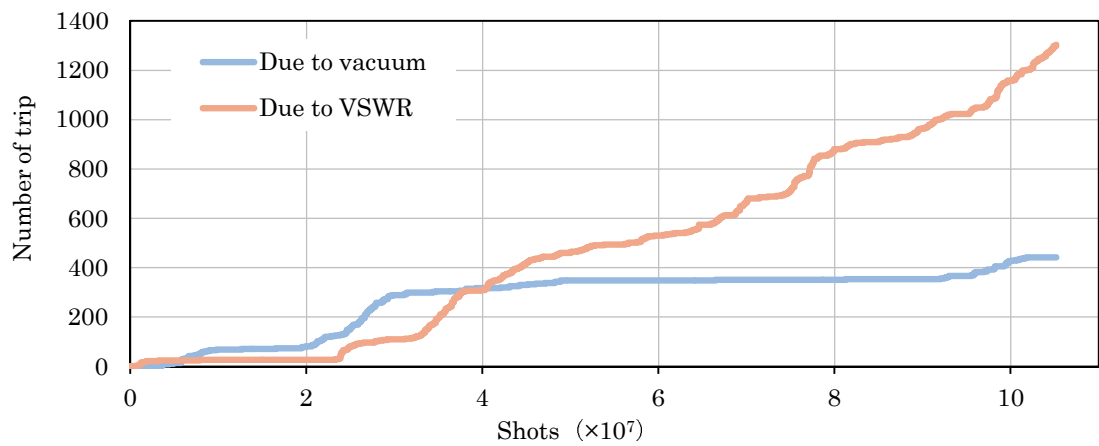


図 4-17 加速管の大電力試験履歴 :

(a) 加速電界強度、(b) 真空圧力、(c) 真空圧力と VSWR によるトリップ数.

コンディショニングにおける所要時間の違いは見かけ上実際のプロセッシング中の放電頻度の違いによるものではないかと考えられる。そこで常温で適用される式 (4-5) を用いて、加速電界強度 E_{acc} を放電頻度で規格化した E_{acc}^N の履歴を図 4-18 に示す[4-3, 4-4]。ただし放電頻度 (BDR) は未測定であるので $BDR = 1$ とし、 T_p は RF パルス幅とする。

$$E_{acc}^N = E_{acc} \times \frac{T_p^{\frac{1}{6}}}{BDR^{\frac{1}{30}}} \quad (4-5)$$

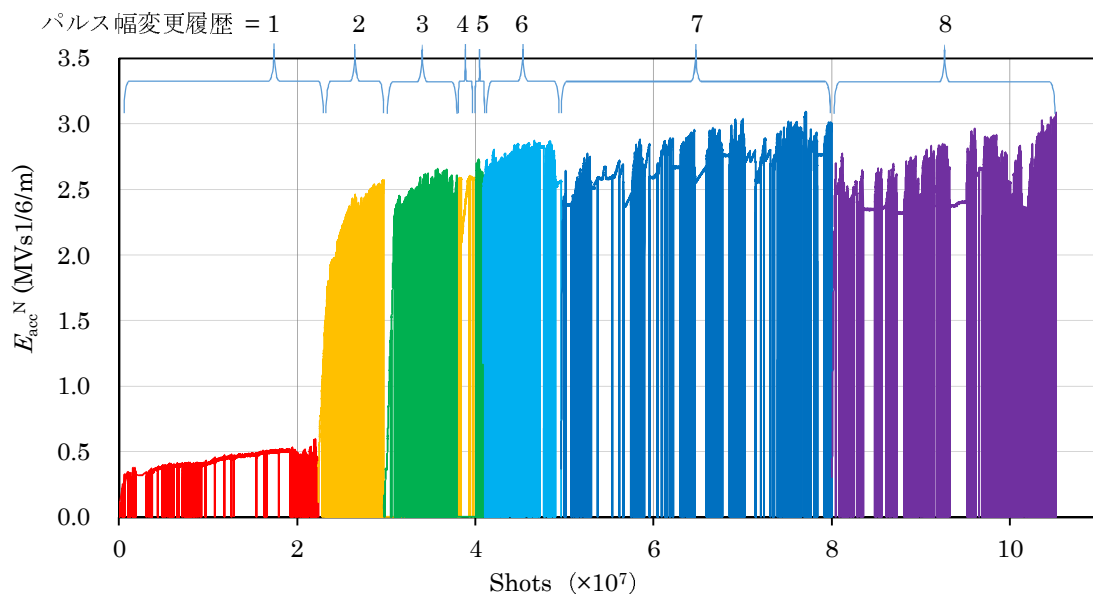


図 4-18 放電頻度で規格化した加速電界強度.

図 4-18 に示すように電界が高くなる RF パルス幅履歴 2 から 7 (パルス幅 0.25 から 0.6 μs) までは常温での場合と同様にショット数の増加とともに順調にコンディショニングが進んだことが分かる。この間のコンディショニングを図 4-19 に示す Super KEKB の C バンド加速管の常温での大電力試験履歴[4-5]と比較し、低温にすることによるコンディショニングへの影響を検証した。表 4-4 に示すように比較した 2 つの加速管では、加速管長さやアイリス径 ($2a$)、接合方法が異なるので運転温度による違いのみが現れないことに注意したい。Super KEKB 加速管では RF パルス幅 0.5 μs 一定でショット数 5.4×10^7 であったのに対して、本加速管では RF パルス幅 0.25 から 0.6 μs 間でショット数 5.7×10^7 であった。到達した加速電界強度はそれぞれ 42 MV/m と 33.3 MV/m である。比較した結果、RF パルス幅 0.6 μs までは低温にすることによってコンディショニングが明らかに遅くはなっていないことが確認出来る。

RF パルス幅が 1 μs になると、リスタート直後に VSWR トリップすることが増え、トリ

ップ後からリスタートまでの時間を長くなることが多くなった。またこの時間を短縮するためにリスタート時のクライストロン充電電圧 E_s を最大 5 kV と従来と比較して大きく下げることが多くなった。大きく E_s を下げてリスタートすることが増えたために、トリップしにくくなってしまった。トリップ頻度を高めるためにリスタート後の E_s を上げる時間間隔を短くすると、前回到達した電力まで到達する以前にトリップすることが多くなってしまった。このようなことが要因となり、RF パルス幅を広げるほど、コンディショニング時間及び試験期間が長くなった。ショット数 10×10^7 で付近では冷凍機故障による温度上昇によってコンディショニングの進捗が思わしくないが、冷凍機修理後は、順調にコンディショニングが進んでおり、さらに続ければ加速電界強度は上昇したものと考えている。しかし施設使用の都合上、ショット数 1.05×10^8 程度で本試験を終える事となった。

本試験ではクライストロンからのノイズ等の影響により、運転中に温度を測定できなかった。トリップ直後に温度を測定した結果、パルス幅を広げる程、また投入電力が高くなるほど、加速管温度が上昇していた。RF 電力 33MW (パルス幅 1 μ s、50 Hz) を 10 から 20 分間程度投入した時の温度上昇は 15 K 程度であった。温度上昇によって、ガス放出量が増えトリップしやすくなり、またガス放出の増加によって加速電界強度が上がりにくくなると思われる。本試験における目標の加速電界強度は 34.0 MV/m (パルス幅 2 μ s、50 Hz) であったが、到達した加速電界強度は 30.9 MV/m (パルス幅 1 μ s、50 Hz) であった。温度上昇による加速電界強度をはじめとする加速管特性への影響については本章 7 節で詳しく述べる。また、温度上昇による影響が無い場合において、夜間運転を除いて、目標 E_{acc} の 34 MV/m (パルス幅 2.0 μ s、50 Hz) まで達成するのに必要となるパルス数を推定する。図 4-18 よりパルス幅 1.0 μ s までのコンディショニングで夜間運転を除いてパルス数 2×10^7 ショット程度費やしていることが分かるが、パルス幅が広がるに連れてコンディショニングに必要なパルス数が増加する事を式 (4-6) により考慮すると、目標までに必要となるパルス数は 10×10^7 から 15×10^7 ショット程度になると考えられる。

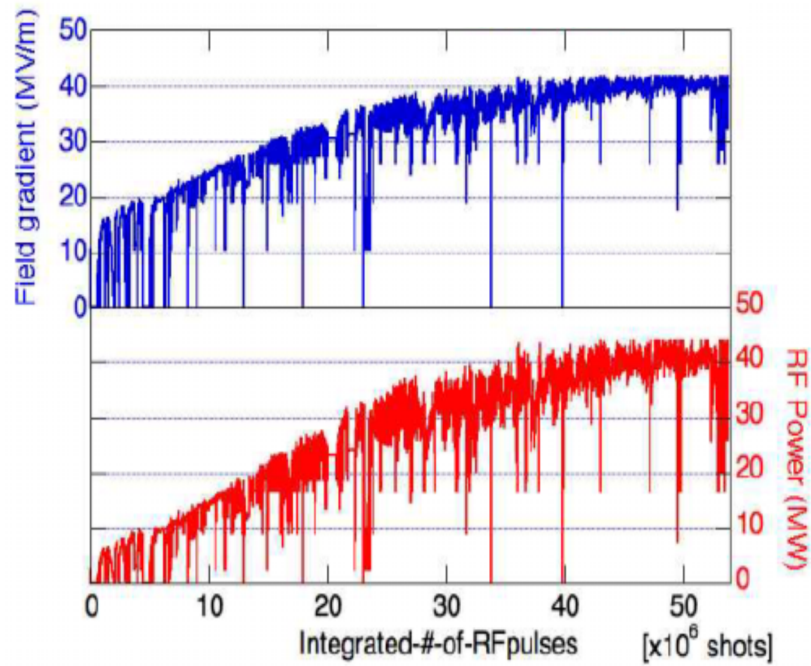


図 4-19 常温での C バンド加速管 (Super KEKB) の大電力試験履歴[4-5].

表 4-4 本加速管と Super KEKB 加速管での仕様及び試験履歴の比較[4-5].

Project	Cryo-cERL	Super KEKB
Operating temperature	20 K	303 K
Operation frequency	5712 MHz	
Repetition rate	50 Hz	
RF pulse width	$\leq 1.0 \mu\text{s}$	0.5 μs
E_{acc}	30.9 MV/m	42 MV/m
Shots	10.5×10^7	5.4×10^7
2a	13~16 mm	10.5~12.5 mm
Number of cell	74	55
Welding	diffusion bonding	electroplating

4.5 放射線量率と暗電流量の測定結果

本試験では、暗電流量は測定器の検出限界（100 fA）で観測されなかった。以下、観測された放射線量率について述べる。観測した放射線量は線源となる加速管や観測条件が異なると比較が困難になるが、観測された放射線量率を基に算出した暗電流量についても述べる。

4.5.1 PMT 出力波形と RF 波形の関係

図 4-10 の E 地点（上流側カプラー付近）及び F 地点（下流側カプラー付近）で、光電子増倍管 (PMT) にシンチレーターを取り付けたものを設置して、PMT 出力波形を測定した。1 分間に得られる RF パルス幅 1.0 μs での RF 波形及び PMT 出力波形を図 4-20 に示す。PMT 出力波形により放射線は RF パルス幅と同程度の時間範囲内に均一に発生したことが分かる。また上流側と比較し、下流側の方が PMT 出力強度は高いことから、放射線量率は上流側より下流側の方が高いといえる。図 4-21 に RF パルス幅 1.0 μs での VSWR によるトリップした際の PMT 出力波形と RF 波形の一例を示す。図 4-21 に示した加速管出口波形の幅は、図 4-20 での出口波形のものと比較し、およそ半分となっている。このため半分程度の入力波が加速管内を通過したあたりで、VSWR によるトリップが起こったと考えられる。これは RF 電力が加速管に入射した直後に放射線が発生していることを示している。またトリップの際には PMT 出力波形の強度は運転時より 2 倍程度と高いので、運転時よりも高い放射線量が発生していると考えられる。

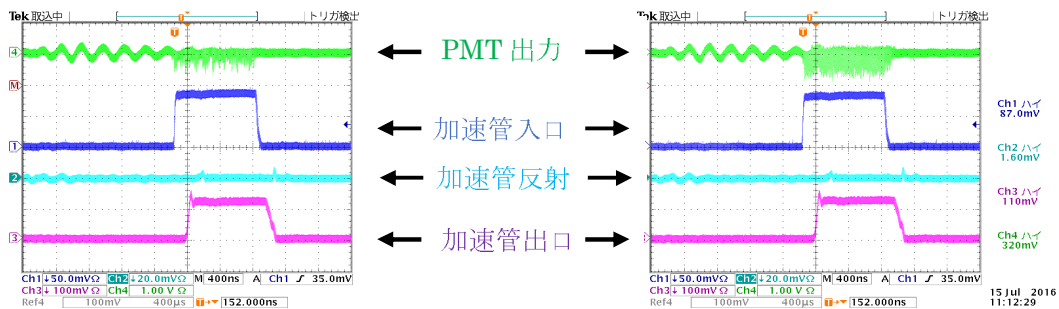


図 4-20 PMT 出力波形と RF 波形（パルス幅：1 μs ）：
（左）上流側カプラー付近、（右）下流側カプラー付近。

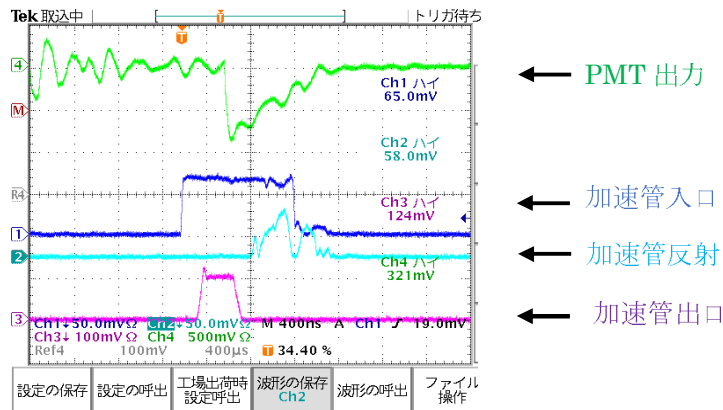


図 4-21 VSWR によるトリップ時の PMT 出力波形と RF 波形 (パルス幅 : 1 μ s).

4.5.2 放射線量率と加速電界強度の関係

ショット数 1.05×10^8 時に RF パルス幅 0.2 μ s、0.4 μ s、0.6 μ s、1.0 μ s で観測された放射線量率の測定結果を図 4-22 に示す。検出器には上述の Si 半導体検出器を用いた。A 地点から F 地点の詳細な設置位置は図 4-10 に示されている。観測したいずれの条件でも、放射線量率が 50 μ Sv/h 以下の領域では加速電界強度 E_{acc} に対して放射線量率 H は指数関数的に変化する関係が示された。{式 (4-6)}。

$$H \propto E_{acc}^n \quad (4-6)$$

図中の破線で示す近似曲線により、式 (4-6) の n を求め、表 4-5 に示す。表 4-5 より、B 地点 (下流側 FC 後方) では、 $n=19$ 程度であり、 $n=17$ 程度であったその他の測定位置と比較して加速電界強度に対して放射線量率の変化が大きいことが分かる。

電界放出電子を RF 波に捕らえる電界 (Critical gradient) は、X バンドでは 61 MV/m と報告されており [4-6]、C バンドでは 30.5 MV/m に対応する。本結果では放射線量の飽和は 25 MV/m 程度であることに加えて 30 MV/m 程度から放射線量が再上昇しているので、観測された飽和現象は Critical gradient ではないと考えられる。

また加速電界強度は加速管の中心軸上から数 mm 離れた地点が最大値 (E_{peak}) となる。SUPERFISH による計算により、 E_{peak} は軸上の平均加速電界強度のおよそ 3.3 倍程度を示す。放射線量率 H と E_{peak} の関係を図 4-23 に示す。

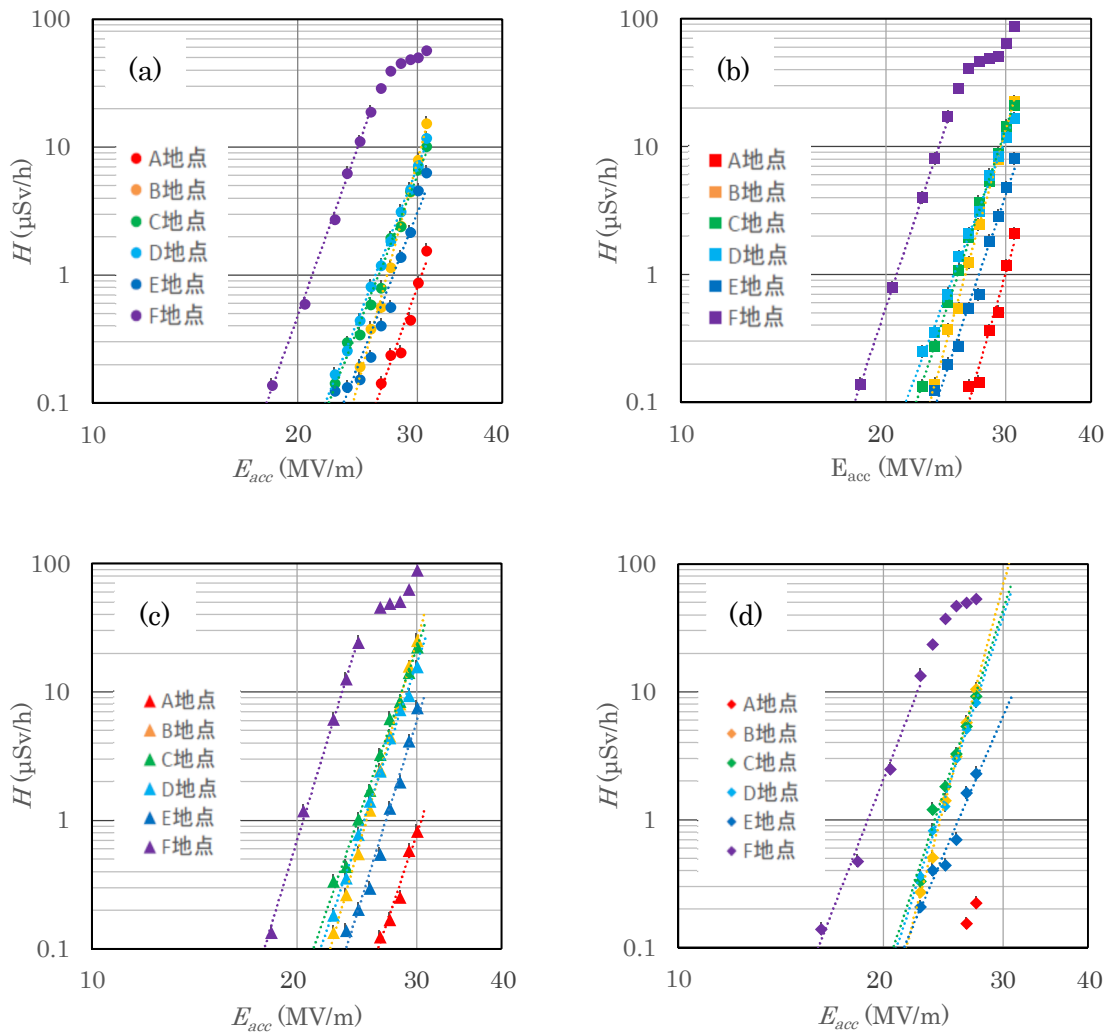


図 4-22 放射線量率と軸上加速電界強度の関係 (ショット数 1.05×10^8)
 パルス幅 : (a) $0.2 \mu\text{s}$ 、(b) $0.4 \mu\text{s}$ 、(c) $0.6 \mu\text{s}$ 、(d) $1.0 \mu\text{s}$ 。

表 4-5 放射線量率と加速電界強度の関係 ($H \propto E_{acc}^n$) .

位置	上流 FC 後方 (A 地点)	下流 FC 後方 (B 地点)	加速管中央 (上面) (C 地点)	加速管中央 (側面) (D 地点)	上流 カプラー (E 地点)	下流 カプラー (F 地点)
n ($0.2 \mu\text{s}$)	15.0	20.0	13.7	13.7	13.7	14.9
n ($0.4 \mu\text{s}$)	18.7	19.1	16.2	14.0	15.9	16.1
n ($0.6 \mu\text{s}$)	15.8	18.8	15.4	15.7	17.1	17.4
n ($1.0 \mu\text{s}$)		19.8	16.4	16.4	12.4	13.7

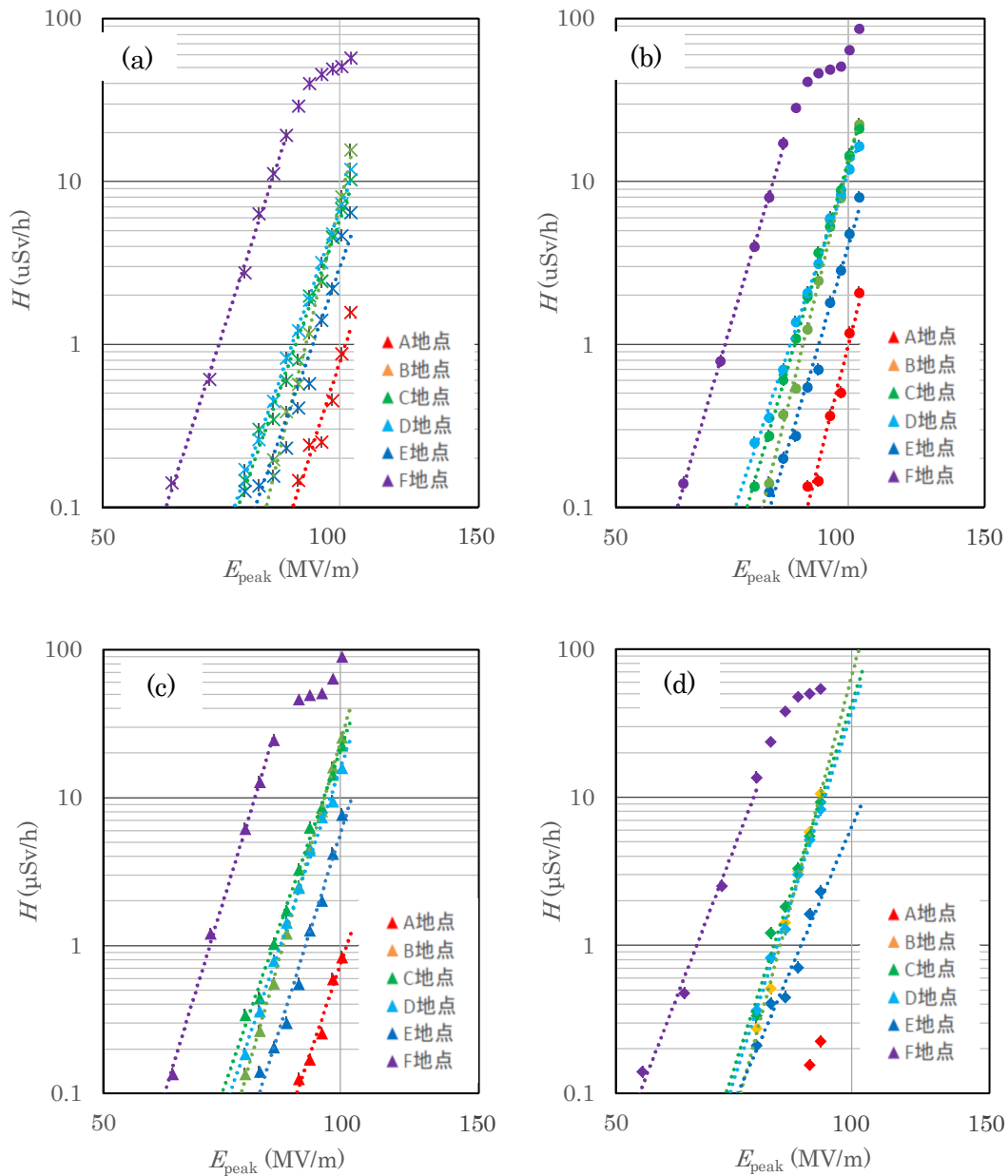


図 4-23 放射線量率と最大加速電界強度の関係 (ショット数 1.05×10^8)
 パルス幅 : (a) $0.2 \mu\text{s}$ 、(b) $0.4 \mu\text{s}$ 、(c) $0.6 \mu\text{s}$ 、(d) $1.0 \mu\text{s}$ 。

4.5.3 放射線量率と RF パルス幅の関係

放射線量率とパルス幅の関係については、比例する関係にあった。代表例として図 4-24 に C 地点での放射線量率とパルス幅の関係を示す。

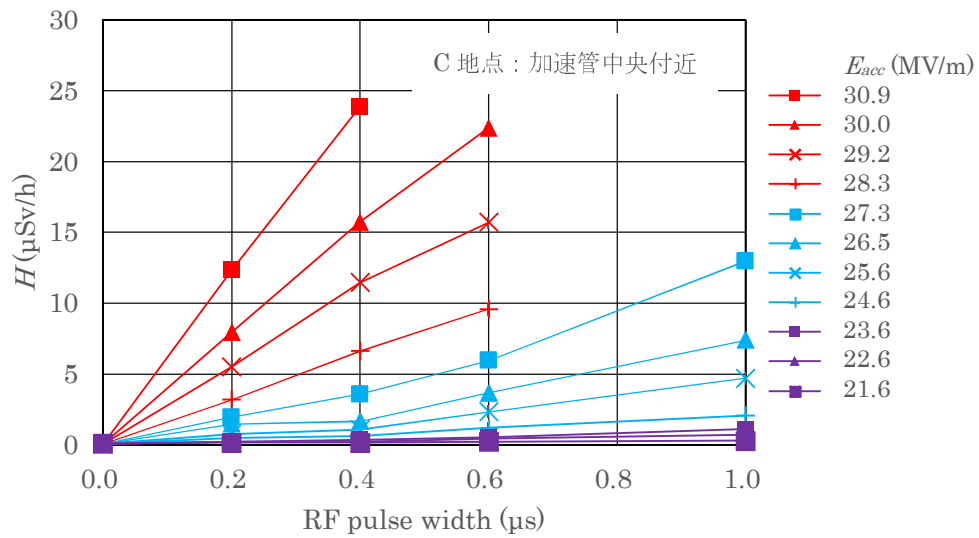


図 4-24 C 地点における放射線量率と RF パルス幅の関係 (ショット数 96.5×10^6) .

4.5.4 放射線量率と加速管軸上位置の関係

C 地点 (加速管中心)、E 地点 (上流カプラー)、F 地点 (下流カプラー) は、それぞれ加速管軸方向に垂直且つ加速管からの距離が同じであるので、この 3 箇所での各 RF パルス幅における放射線量率の測定値より加速管軸上における放射線量率を比較した (図 4-25)。下流側ほど、放射線量率が高くなることが分かる。この結果は参考文献[4-7]の結果と同様の傾向である。図中の破線で示す近似曲線により、観測されたいずれのパルス幅でも、放射線量率 H は式 (4-7) の関係にあった。式 (4-7) の n を求め、表 4-6 に示す。なお L は加速管軸上の位置である。表 4-5 より、放射線量率は加速管軸上の位置に対して、およそ $e^{5.1L}$ に比例していることが示される。

$$H \propto e^{nL}. \quad (4-7)$$

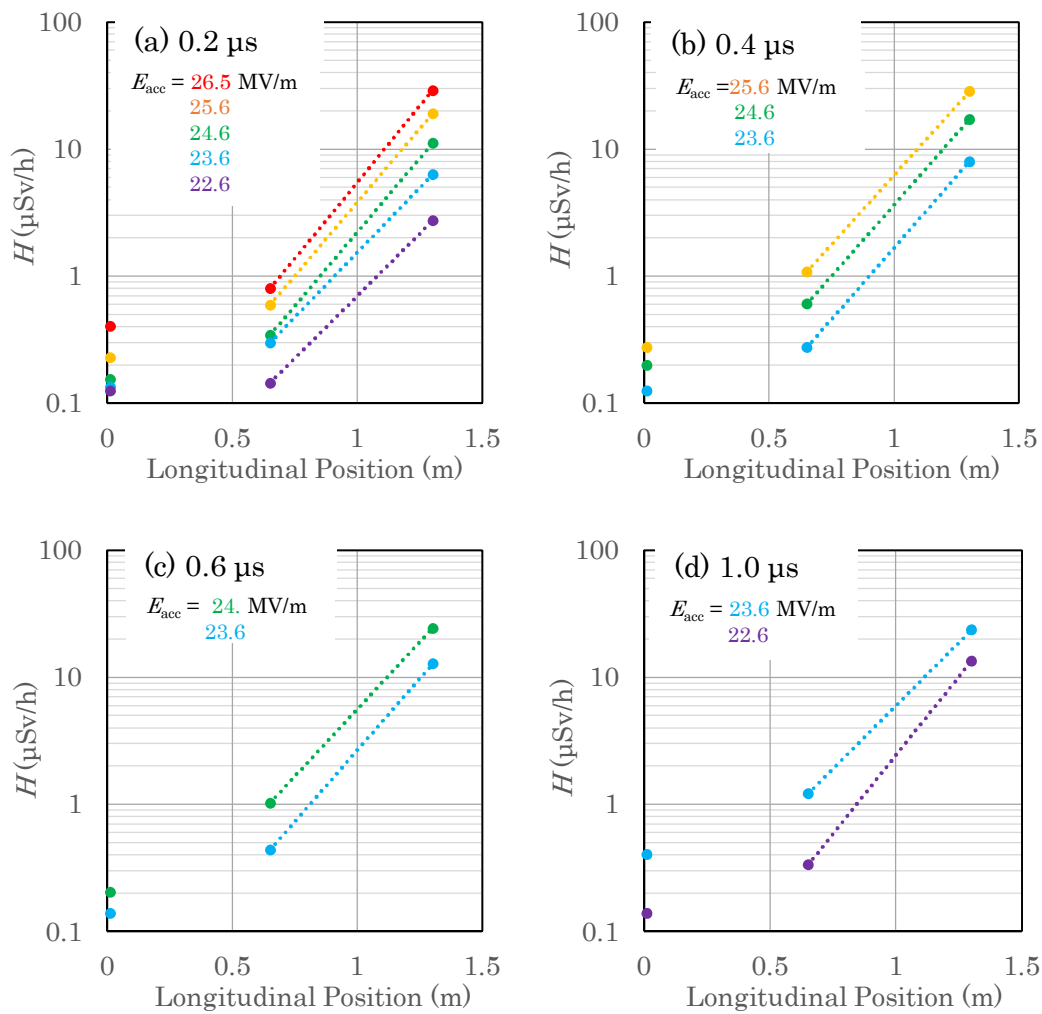


図 4-25 加速管軸上における放射線量率（ショット数 1.05×10^8 ）：

(a) パルス幅 $0.2 \mu\text{s}$ 、(b) パルス幅 $0.4 \mu\text{s}$ 、(c) パルス幅 $0.6 \mu\text{s}$ 、(d) パルス幅 $1.0 \mu\text{s}$.

表 4-6 放射線量率と加速管軸上位置の関係 ($H \propto e^{nL}$) .

E_{acc} (MV/m)	26.5	25.6	24.6	23.6	22.6
n ($0.2 \mu\text{s}$)	5.53	5.34	5.35	4.69	4.52
n ($0.4 \mu\text{s}$)	/	5.03	5.15	5.19	/
n ($0.4 \mu\text{s}$)	/	/	4.87	5.19	/
n ($0.4 \mu\text{s}$)	/	/	4.57	5.69	/

4.6 低温における放射線量率及び暗電流量と常温での実験値との比較

4.6.1 放射線量率の比較

(1) 検出条件を補正した放射線量率の比較

本試験での低温 20 K における加速管と常温加速管から大電力試験時に発生した放射線量を比較した。比較した常温加速管は、KEK で製作した S バンドレギュラー加速管 (E72) である [4-8]。E72 での観測には、日立アロカメディカル株式会社製電離箱式サーベイメーター (型式: ICS-311) が用いられて、約 30 keV~1.3 MeV のエネルギー範囲が観測された。E72 の測定配置図を図 4-26 に示す。

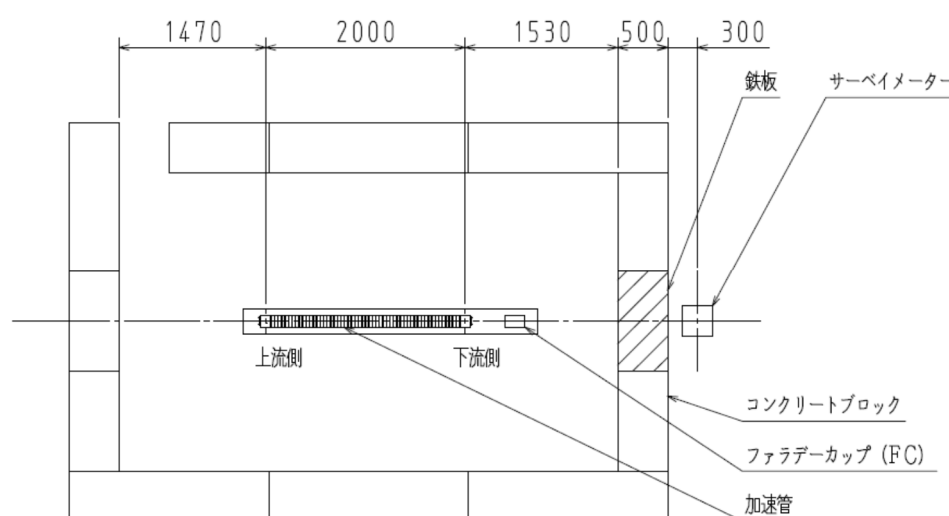


図 4-26 S バンド加速管 (E72) の大電力試験における放射線量率の測定配置図
(単位: mm) .

20 K で運転した本加速管と常温で運転した E72 加速管で下流側の FC 後方で観測した放射線量率 [4-9] を比較する。図 4-27 に示すように E72 の RF 入力波形 SLED を用いているので、E72 の RF パルス幅を 0.1 μs と仮定した。また、線源を下流側カプラーとして線源から検出器までの距離が異なる。さらに FC の厚みが異なる上に E72 での観測では、線源から検出器までの間には FC のほかに厚み 50 cm の鉄板が遮る。そこで以下①から③の検出条件の補正を適用し放射線量率を比較する。

① 加速管へ入力する RF パルス幅について

上述のごとく、放射線量は RF パルス幅に比例するので RF パルス幅を 1.0 μs に規格化した。 t_p は RF パルス幅である。

$$H \propto t_p \quad (4-8)$$

② 検出器の線源からの距離について

放射線量率は式(4-7)の関係がある[4-1]ので、線源を線量の高い下流側カプラーとして、線源から検出器までの距離を 100 mm に補正した。 r は放射線源から観測地点までの距離である。

$$H = \left(\frac{r_0}{r}\right)^2 \times H_0. \quad (4-9)$$

③ 線源と検出器を遮る物質とその厚さについて

物質中での吸収・散乱による放射線量率の減衰は式(4-10)より求められる。線源と検出器までの空間を真空中に補正した。なお質量減衰係数については、[4-10]より引用した。

$$H = H_0 e^{-\mu_m \rho_m x}. \quad (4-10)$$

ここで、 μ_m は質量減衰係数、 ρ_m は密度、 x は厚さである。

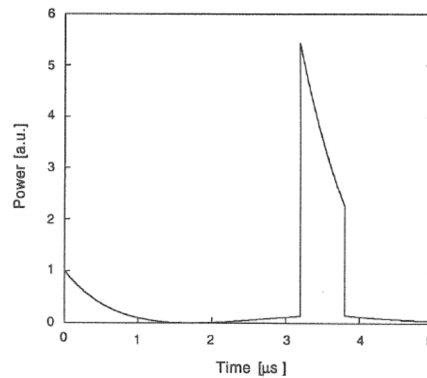


図 4-27 S バンド加速管 (E72) の RF 入力波形[4-11].

本加速管と E72 で得られた放射線量率及び加速管運転条件の比較一覧表を表 4-7 に示す。また上記①から③の検出条件で補正した放射線量率 H と軸上平均加速電界強度 E_{acc} の関係を図 4-28 に示す。E72 では約 30 MV/m 以上の範囲で、本加速管では全ての範囲で、放射線量率 H は加速電界強度 E_{acc} のおよそ 19 乗に比例した。また、同じ加速電界強度 30 MV/m では、本加速管で観測された放射線量率 $1.0 \times 10^5 \mu\text{Sv/h}$ は、E72 で観測された放射線量率 $3.0 \times 10^{11} \mu\text{Sv/h}$ に対して、 3×10^6 倍低いことが示された。次に補正した放射線量率 H と最大加速電界強度 E_{peak} の関係を図 4-29 に示す。同じ E_{peak} 100 MV/m では、本加速管で観測された放射線量率 $1.0 \times 10^5 \mu\text{Sv/h}$ は、E72 で観測された放射線量率 $2.0 \times 10^{12} \mu\text{Sv/h}$ に対して、 2×10^7 倍低いことが示された。

表 4-7 常温で得られた放射線量率との比較.

		実験値 (B地点: 下流側 FC 後方) (20 K)				S バンドレギュラー加速管 (E72) (常温)				
加速管長さ	m	1.3				2.0				
RF パルス幅	μs	0.6				0.1 (仮定)				
RF 繰り返し	Hz	50								
加速電界	MV/m	30.0	28.3	24.6	22.6	30.7	33	35.6	38	38.8
加速電圧	MV	39.0	36.8	32.0	29.4	61.4	66.0	70.6	76.0	77.6
放射線量 (補正)	μSv/h	9.6E+04	3.0E+04	1.9E+03	4.5E+02	3.3E+11	1.4E+12	4.6E+12	1.8E+13	2.8E+13

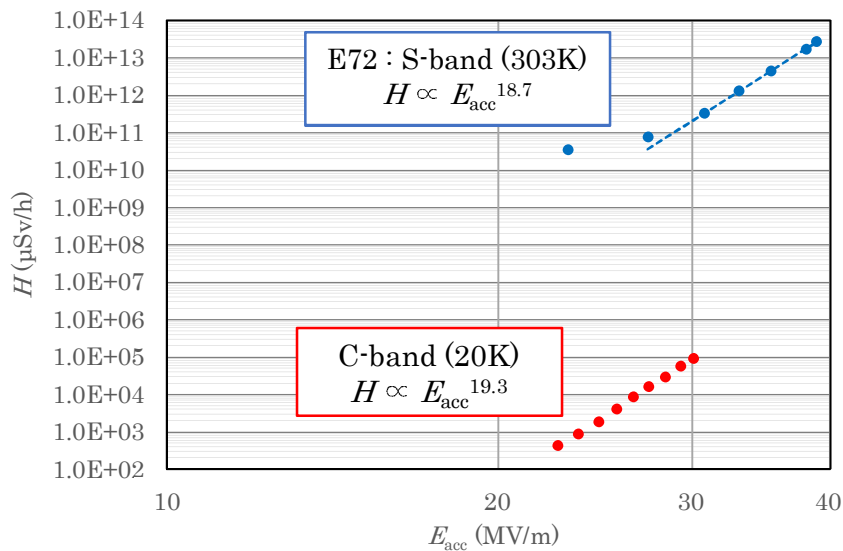


図 4-28 検出条件を補正した放射線と軸上平均加速電界強度の関係 (下流側 FC 後方) .

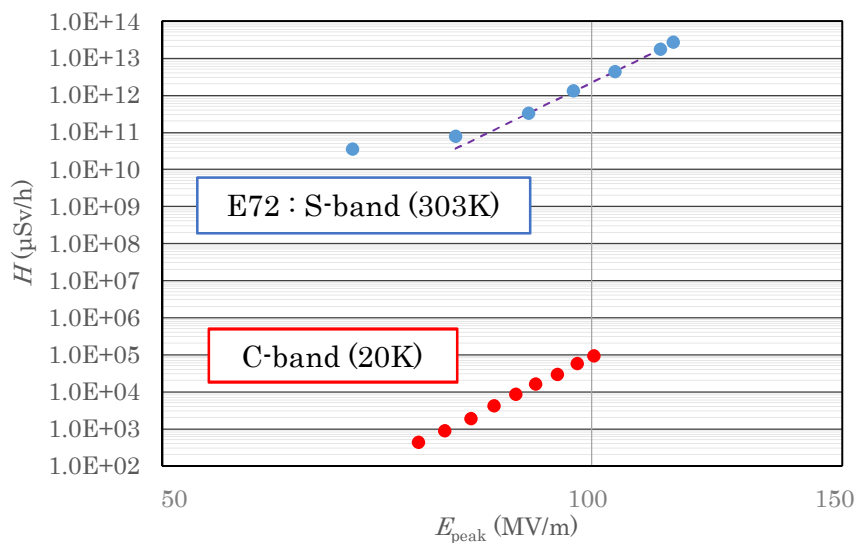


図 4-29 検出条件を補正した放射線と最大加速電界強度の関係 (下流側 FC 後方) .

(2) 放射線源の補正した放射線量率の比較

さらに放射線源の補正として、①加速管長さ、②加速管内表面積、③加速管温度の3点の補正を以下①から③の条件で E72 に適用し、放射線量率の比較をする。

① 加速管長さ

表 4-5 より、式 (4-7) の n を 5.1 とし補正すると、E72 の放射線量率は 1/36 倍となる。

② 加速管内表面積

単位空洞の内表面積は S バンドの空洞は C バンドのものと比較して 1/8 倍であるので、E72 の放射線量率は 1/8 倍となる。

③ 加速管温度

放射線量率を暗電流に比例すると仮定する。暗電流は極低温から常温までの領域で温度 (T) の 2 乗に比例すると報告[1-21, 1-22]があり、式 (4-11) を適用し補正した。

$$\frac{H_{20K}}{H_{300K}} = \frac{T_{20K}^2}{T_{300K}^2}. \quad (4-11)$$

温度については、パルスヒーティングを考慮して、パルス幅 1 μs である 40 MW の 1 パルス平均温度上昇を式 (4-11)、式 (4-12)、式 (4-13) 式 (4-14) より算出して適用した [4-12]。比熱 C_p 、熱伝導率 κ については、NIST に記載されている無酸素銅のデータ[4-13]を適用し、熱流速 P_h については HFSS[4-14]の解析結果を適用した。比熱 C_p 、熱伝導率 κ は温度依存性があり、これらの温度依存性及びこれらの積の温度依存性を図 4-30 に示す。図 4-30 より、20 K から 300 K の範囲において比熱 C_p 及び熱伝導率 κ の積の温度依存性は小さく、RRR の高い材料ほどその傾向が高い。また t は時間、 t_p はパルス幅、 a は比例定数である。

$$\int_0^t H(t)dt = \int_0^t (aT^2)dt, \quad (4-12)$$

$$T_{20K}(t) = \frac{2P_h}{\sqrt{\pi\kappa\rho_m C_p}}\sqrt{t}, \quad (T_0 = 20 K) \quad (4-13)$$

$$T_{300K}(t) = \frac{2P_h}{\sqrt{\pi\kappa\rho_m C_p}}\sqrt{t}, \quad (T_0 = 300 K) \quad (4-14)$$

ここで P は熱流束 (W/m^2)、 κ は熱伝導率 (W/mK)、 ρ_m は物質密度 (kg/m^3)、 C_p は比熱 (J/kgK) である。

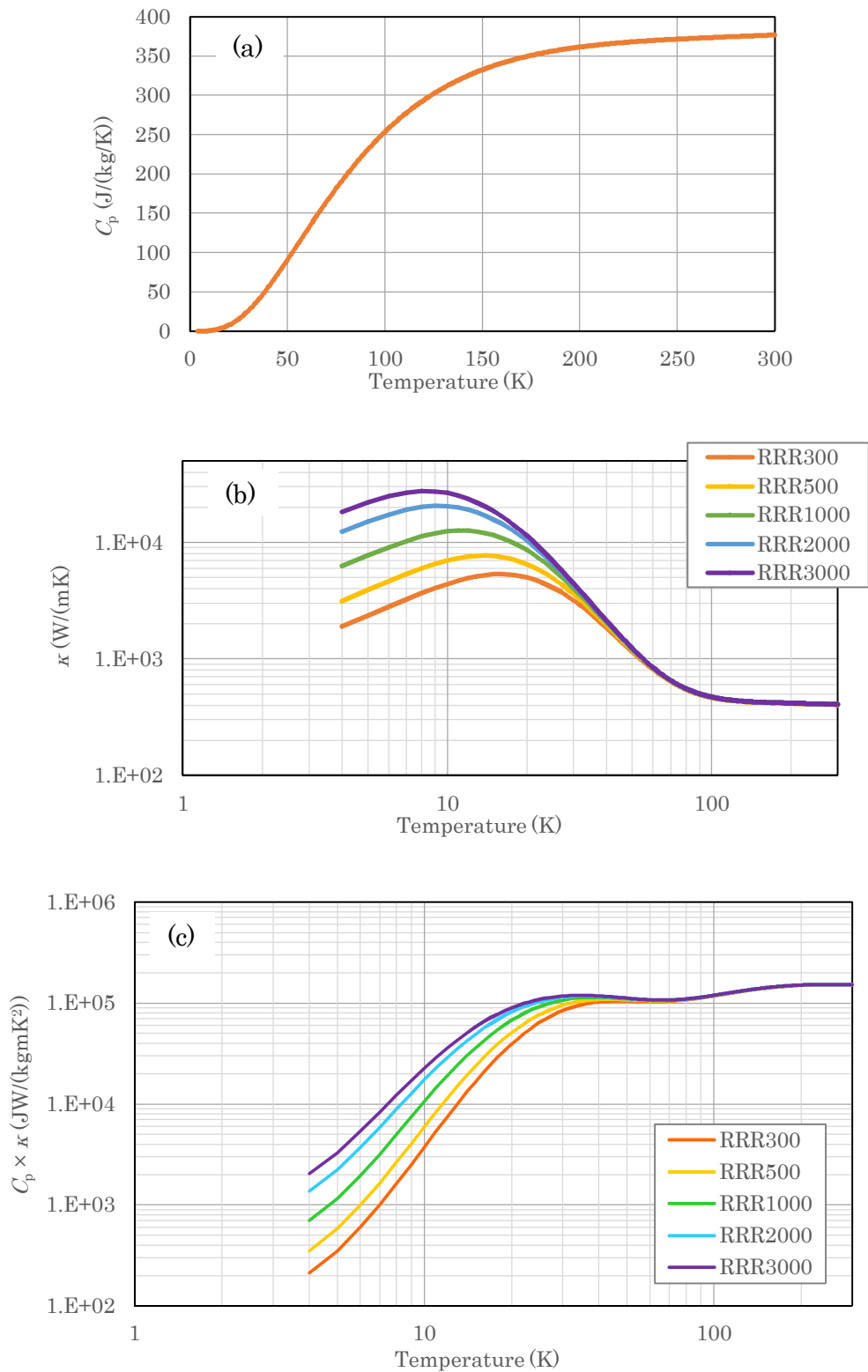


図 4-30 (a) 比熱 C_p の温度依存性, (b) 熱伝導率 κ の温度依存性, (c) 比熱 C_p と熱伝導率 κ の積の温度依存性[4-13].

計算の結果、20 K、300 K での温度上昇はそれぞれ 11 K 及び 7.5 K 程度であった。また温度上昇について、加速管出口の RF パルス波形より考察する。図 4-14 (d) 加速管出力波形は、図 4-14 (a) 加速管入力波形と矩形波のフラットトップ形状がほとんど変わらないことから、パルスヒーティングによる RF 電力損失が生じていない事を示しており、表面温度もさほど上昇していないと考えられる。なおこの時の投入電力は 34 MW であり、RF 電力の入力後 1 μ s の時点でアイリス部周辺は 8 K 程度温度上昇している計算である。

パルスヒーティングを含めた温度補正より、E72 の放射線量率は 1/130 倍となる。以上の加速管側での 3 点の補正を合わせると、E72 の放射線量率は 1/36,000 倍となるが、なお本測定で得られる軸上平均加速電界強度 30 MV/m での放射線量率は、E72 の放射線量率と比較し 1/80 倍低い計算となる。また最大加速電界強度 100 MV/m での放射線量率は、E72 の放射線量率と比較し 1/480 倍低い計算となる。ただしこの計算結果は、放射線量率について種々の補正（パルス幅、線源からの距離、物質中での減衰、加速管長さ、内表面積、パルスヒーティングを考慮した温度）を施したが、S バンド加速管では SLED を用いておりパルス幅に対する放射線の発生量が不明であること、放射線量にエネルギー分布があること、測定点が 2 点しかないため加速管軸上の位置に対し生じる放射線量の算出精度が不十分である可能性があること、放射線量率は時間的安定性が低いことを留意する必要がある。

4.6.2 暗電流量の比較

今回行った測定の検出限界（100 fA）では暗電流は検出されなかった。上述の如く観測した放射線量は線源となる加速管や観測条件が異なると正確な比較が困難ながら、暗電流量が放射線量率と比例関係にあると仮定して放射線量率同様の補正を行い、20 K で加速管を運転した際の発生する暗電流量を推定した。図 4-31 に E72 の大電力試験で得られた軸上平均加速電界強度と暗電流量の試験履歴を示す。軸上平均加速電界強度が 30 MV/m での暗電流量 I_{peak} は 100 μ A であるので、本研究で観測されると推測される暗電流量 I_{peak} は 33 pA である。またこの時に測定器に観測される平均電流量 I_{ave} は 2 fA となる。最大加速電界強度が 100 MV/m での暗電流量 I_{peak} は 100 μ A であるので、本研究で観測されると推測される暗電流量 I_{peak} は 6 pA となった。またこの時に測定器に観測される平均電流量 I_{ave} は 0.3 fA となる。いずれの場合でもビーム電流と比較して、十分小さい結果となった。

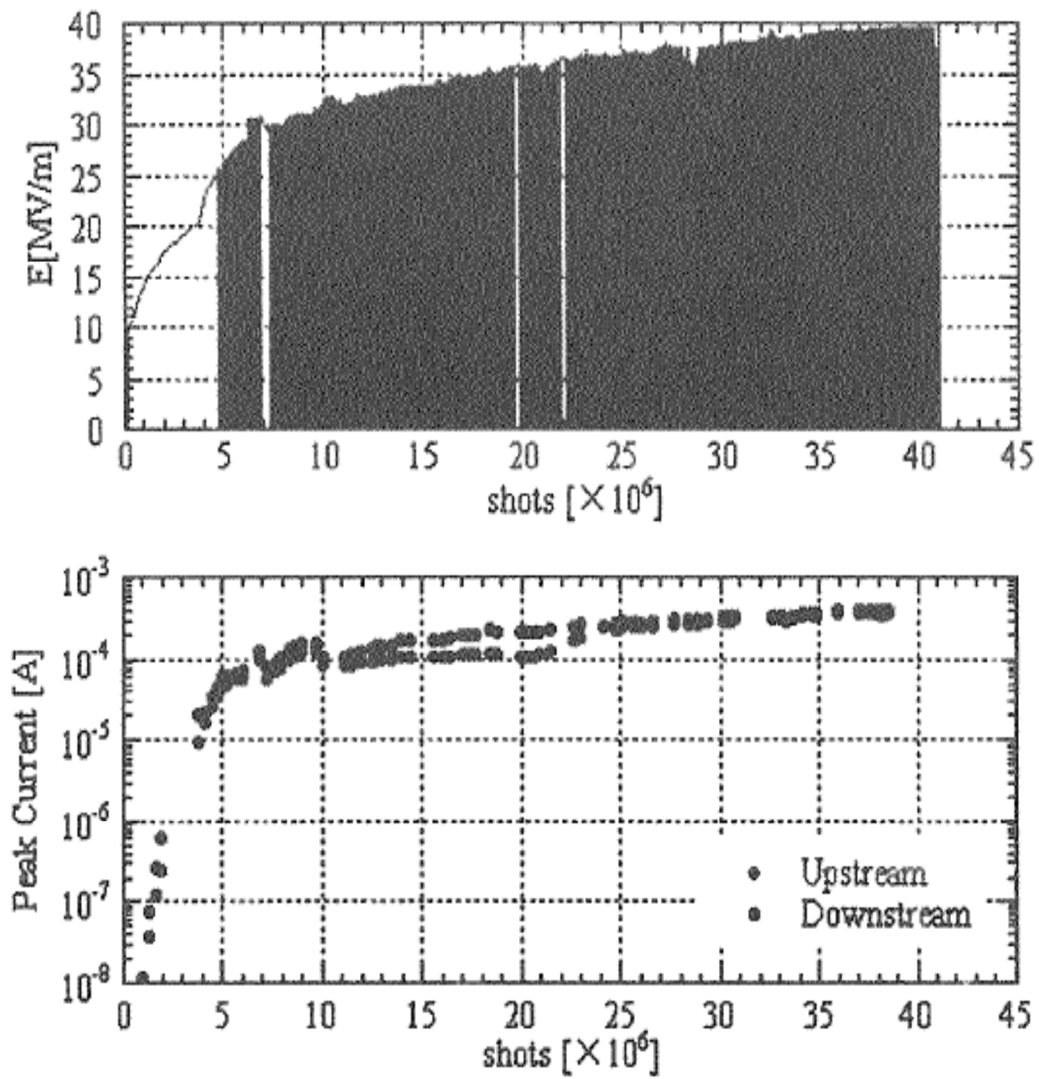


図 4-31 S バンド加速管 (E72) の大電力試験履歴
 (a) 加速電界強度 E_{acc} 、(b) 暗電流量 I_{peak} .

4.7 温度上昇による影響

本節では、コンディショニングによる温度上昇から、加速管特性や還流システムの温度依存性及び、今後必要となる冷凍機の冷凍能力等についてについて考察する。

4.7.1 RF 電力損失による温度上昇と冷凍機の冷凍能力の関係

コンディショニングの結果、クライストロン電力を投入すると、導波管では 8%程度、加速管内では 10%程度の電力が損失する結果となった。加速管への入力電力が 36 MW（パルス幅 1.0 μs 、繰り返し 50 Hz）の場合、加速管内での電力損失は約 180 W である。RF 電力が入力される前の加速管中央付近の温度は約 19 K であり、冷凍機コールドヘッドの温度は 15.0 K から 15.2 K であった。大電力試験では加速管と加速管受け板の間にカプトンフィルムとインジウムを挟んでいた（図 4-32）。カプトンフィルム（5 μm ）の熱伝導率は 0.18 W/mK であり、このカプトンフィルムの接触が悪かったために、加速管と伝導棒に温度勾配が生じたと考えられる。加速管受け板と伝導棒の温度勾配を式 (3-3) より算出すると、1 K 以下となる。ただし、伝導棒の断面積 A は $2.5 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ 、伝導棒長さ L は 0.72 m、熱伝導率 κ は 11,000 W/mK とした。また表 3-3 に示すようにクライオスタット外部からの入熱量と比較して RF 損は圧倒的に大きく、同様に計算し加速管の長さ方向に生じる温度勾配は 0.5 K 程度以内であると考えられる。4 章 4 節で述べたように十数分間 33 MW（パルス幅 1.0 μs 、繰り返し 50 Hz）を加速管に投入し、トリップ直後に加速管中央部の温度が 15 K 程度温度が上昇していた。冷凍機の冷却能力が RF 損より大きい場合でも加速管温度が上昇した原因は、加速管と加速管受け板に挟んだカプトンフィルムとインジウムの接触が十分でないために加速管までの伝導冷却が十分でなかったことが考えられる。

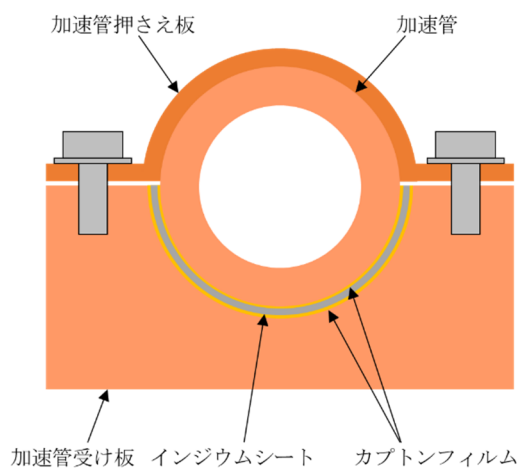


図 4-32 加速管と加速管受け板部の詳細図

4.7.2 加速管特性と運転温度の関係

2章で算出した表面抵抗 R_s の温度依存性を基に算出した加速管パラメーターの温度依存性を図 4-33 に示す。図 4-33 より、30 K 程度まで温度上昇した時の加速電界強度 E_{acc} や RF 電力損失は、20 K 時と比較してそれほど悪化しない事が示された。

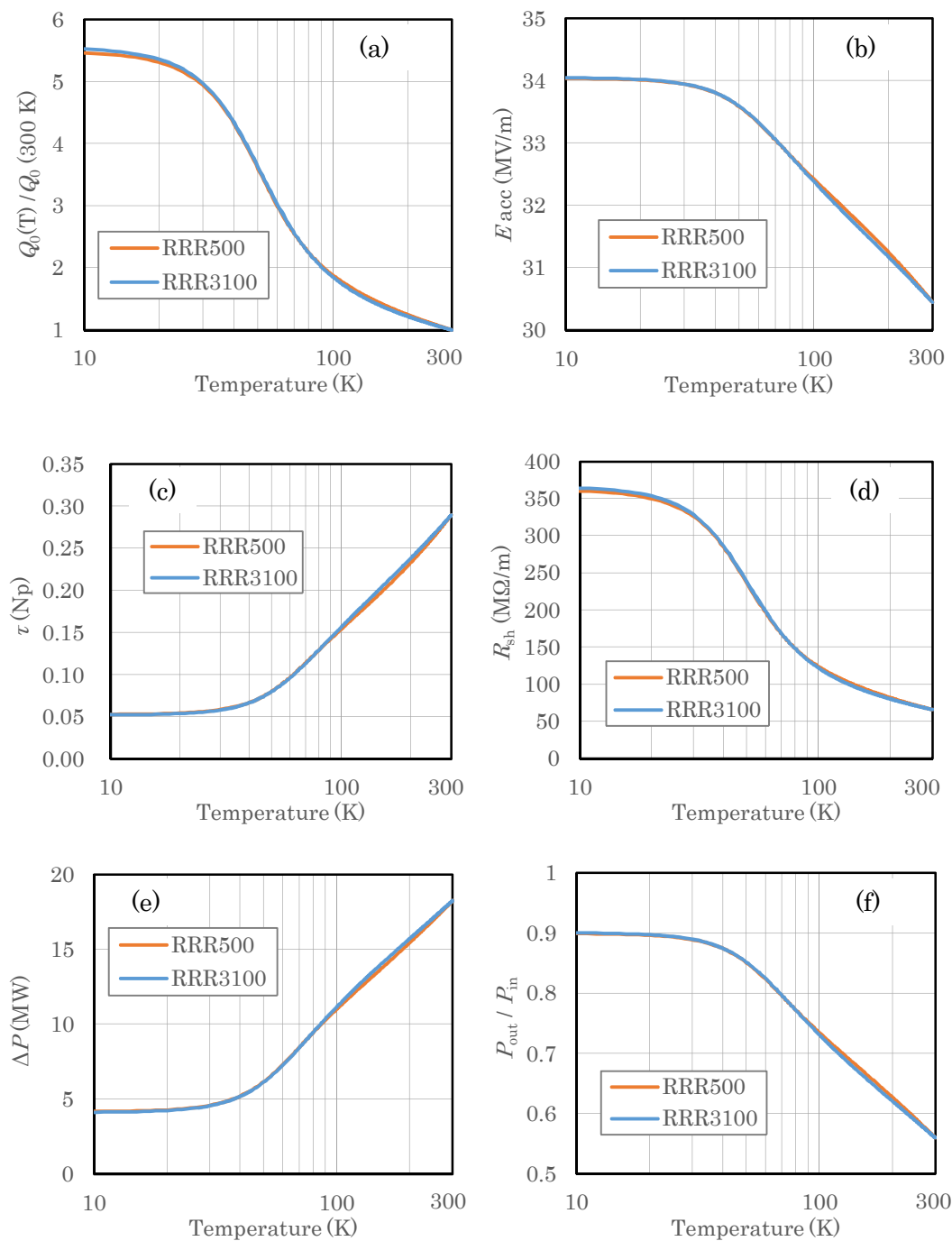


図 4-33 $Q_0(T)/Q_0(300\text{ K})$ 及び加速管パラメーターの温度依存性：
 (a) $Q_0(T)/Q_0(300\text{ K})$ 、(b) 加速電界強度 E_{acc} 、(c) 減衰定数 τ 、
 (d) シャント抵抗 R_{sh} 、(e) 入出力電力差 ΔP 、(f) 入出力電力比 P_{out}/P_{in} 。

4.7.3 想定する還流システムでのエネルギー利得と温度の関係

20 Kにおける還流システム形成時の入力電力 45 MW である時の加速管入力電力 P_{ring} 及びエネルギー利得 V と還流システムのパルス幅の関係を式 (1-1) より算出して図 4-34 に示す。図 4-34 は $I=0\text{ A}$ として計算されている。なお $I=1\text{ A}$ になると、エネルギー利得は 15 %以上低くなる計算である。

本研究での大電力試験では、クライストロンの PFN コンデンサの調整により RF パルス幅の取れる最大値は 2.0 μs であったが、更なる調整により仕様値 3.0 μs まで近づけられると考えられる。クライストロン電力 45 MW (繰り返し 50 Hz) を投入した時の方向性結合器のカップリング及び RF パルス幅等の入力条件によって変化する RF パルス幅内における平均入力電力 P_{ave} と加減速管内での電力損失の関係を表 4-8 に示す。還流システム形成後では、パルス幅が広がったこと、減速管が加わり RF 損が生じる長さが 2 倍になったこと、方向性結合器により投入電力が高くなったことにより、RF 損が著しく高くなる。方向性結合器のカップリングを 0.5 dB とした時には 1.6 kW である。この場合、加速管温度を 20 K 程度で安定させるためには、冷凍機からの冷却が正常に作動したとして、冷凍機 1 台当たりの冷凍能力は 40 W であるので、極低温冷凍機を 40 台程度に増設する必要がある。図 4-33 に示した加速管パラメーターを基にした計算したカップリング 0.5 dB、1.0 dB、0.5 dB、2.0 dB の時の還流システムにおける加速管入力電力 P_m 及びエネルギー利得 V の温度依存性を図 4-35 に示す。図 4-35 においても $I=0\text{ A}$ として計算されている。カップリングが大きくなるに連れて温度上昇による性能低下が大きくなることや、本システムでは加減速管を低温に維持し運転することが重要であることが分かる。冷凍機増設を伴う冷却システムの改良が今後の課題である。

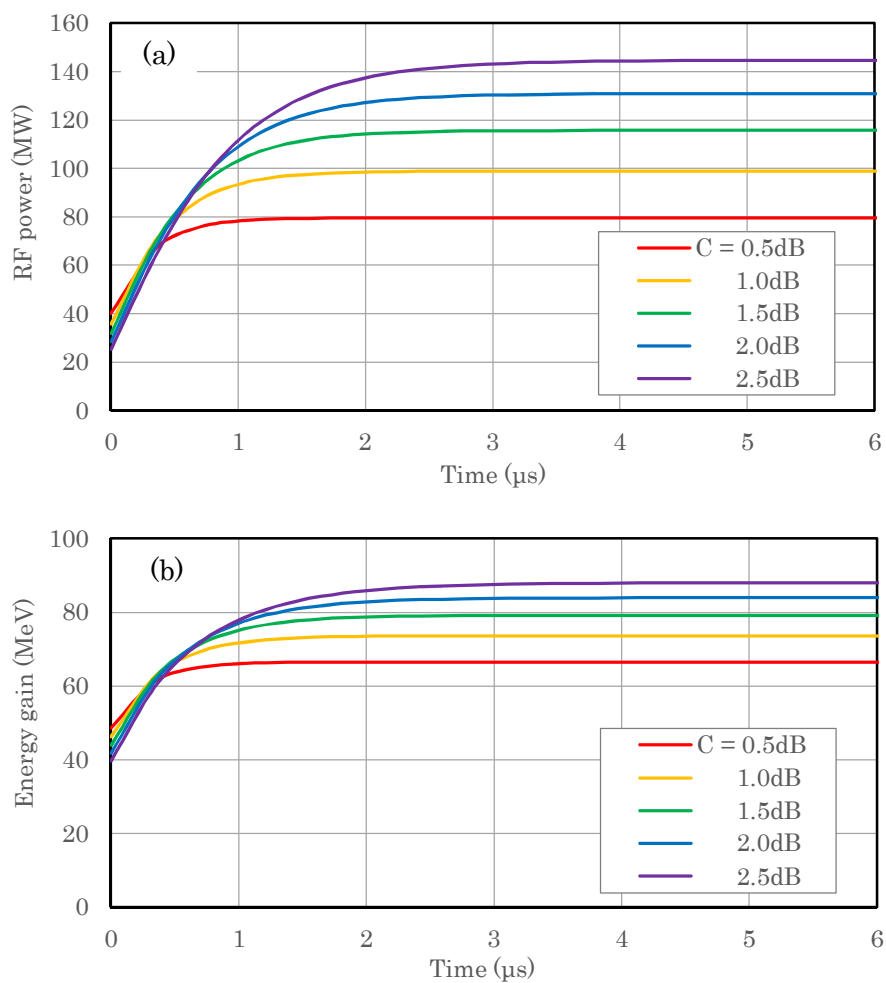


図 4-34 20 K における還流システムにおけるパルス幅に対する：
 (a) 加速管入力電力、(b) エネルギー利得。

表 4-8 入力条件による平均入力電力 P_{ave} と電力損失量比較 (20 K).

クライストロン電力 (MW)	RF パルス幅 (μs)	カップリング (dB)	1パルス内での平均入力電力 P_{ave} (kW)	1パルス内での加減速管内の電力損失 (kW)
45	2	0.5	7.4	1.6
		1	8.5	1.8
	3	1	11.0	2.4
		1.5	13.5	2.9
			15.0	3.2

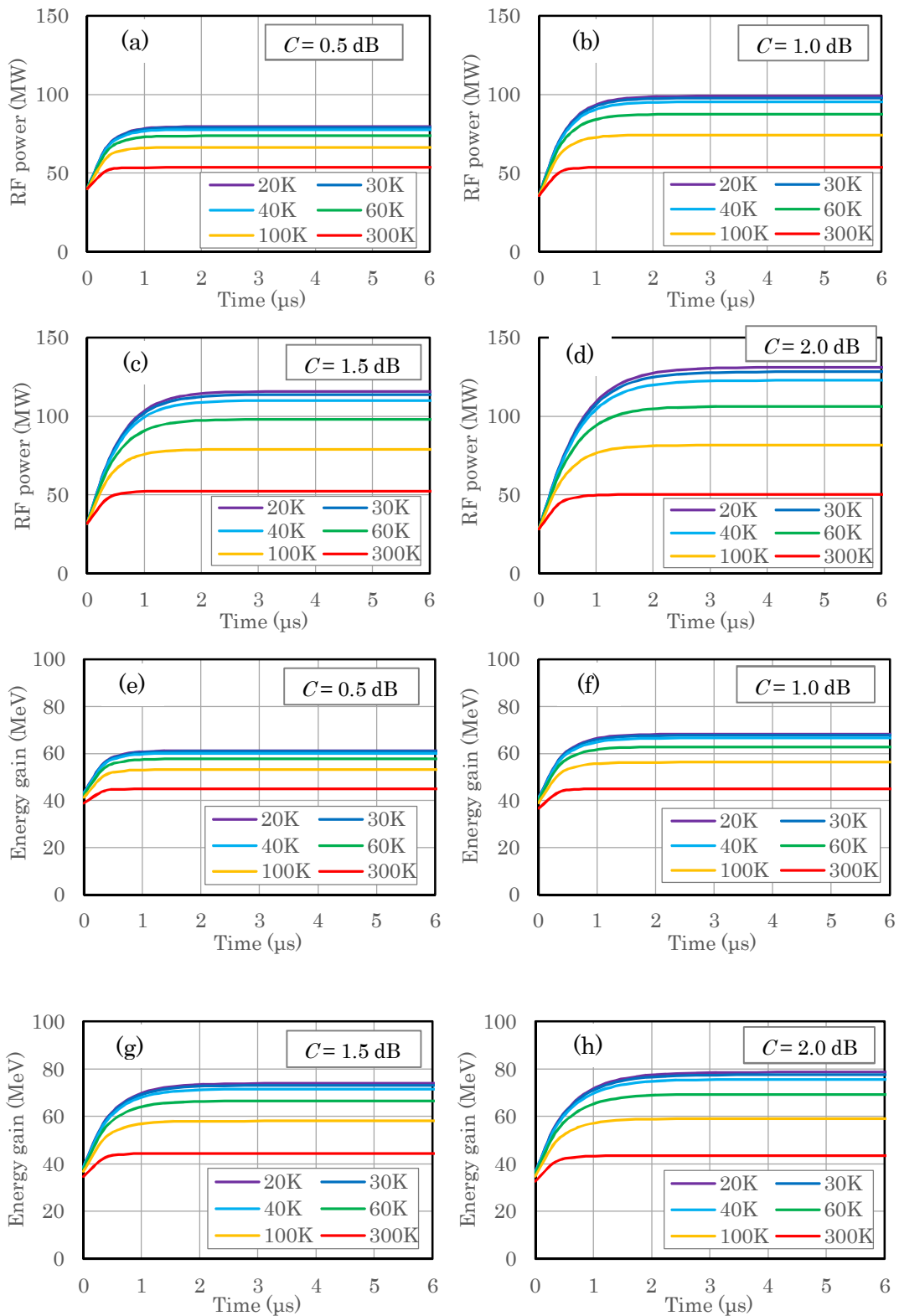


図 4-35 還流システムにおける加速管入力電力 P_n 及びエネルギー利得 V の温度依存性：
 (a) P_n (0.5 dB)、(b) P_n (1.0 dB)、(c) P_n (1.5 dB)、(d) P_n (2.0 dB)、
 (e) V (0.5 dB)、(f) V (1.0 dB)、(g) V (1.5 dB)、(h) V (2.0 dB).

4.8 参考文献

- [4-1] 小川岩雄, “基礎原子力講座 2 放射線”, コロナ社 (1964).
- [4-2] 納品時の検査データ.
- [4-3] A. Degiovanni, W. Wuensch, and J. G. Navarro. “Comparison of the conditioning of high gradient accelerating structures.” *Physical Review Accelerators and Beams* 19 (2016) 032001.
- [4-4] T. Higo et al., “High gradient performance of travelling-wave accelerator structures targeting 100 MV/m.” *Proceedings of the 12th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan* (2015).
- [4-5] T. Kamitani, et al. “Development of C-band accelerating section for SuperKEKB.” *Proceedings of LINAC, 2004*, pp. 663-665.
- [4-6] T. Higo, “LINAC-II.” *Lecture Notes, 3rd International Accelerator School for Linear Collider Illinois, USA* (2008).
- [4-7] S. Takeda, et al., “High Gradient Experiments by the ATF.” *Proc. of the 1991 Part. Acc. Conf., San Francisco, CA. 1991*, pp. 2061-2063.
- [4-8] 五十嵐康仁, “高電界加速のためのリニアック加速管に関する研究”, 博士論文, 総合研究大学院大学 (2003).
- [4-9] Y. Igarashi, Private communication.
- [4-10] G. W. Grodstein, “X-ray attenuation coefficients from 10 keV to 100 MeV.” *NBS-CIRCULAR-583* (1957).
- [4-11] I. Sato, et al., “Design report on PF Injector linac Upgrade for KEKB.” *KEK Report 95-18* (1996).
- [4-12] J. J. Huopana, S. T. Heikkinen, “Thermo-structural analysis of the rf-induced pulsed surface heating of the CLIC accelerating structures.” *CERN CLIC Note 702* (2006).
- [4-13] N. J. Simon, E. S. Drexler, R. P. Reed, National Institute of Standards and Technology, *Monograph 177* (1992) pp. 7.1-7.22.
- [4-14] HFSS (High Frequency Structure Simulator),
<http://www.ansoft.com/products/hf/hfss/>.

5. 結論

5.1 結論

本論文で得られた結論は以下の通りである[5-1]。

1. 6N8 銅とクラス 1 の RRR を測定した結果、6N8 銅の RRR はクラス 1 のものよりも 7 倍程度高い結果が得られた。いずれの試料においても 700°C でアニール処理すると最も RRR が高くなる結果が得られた。特に 6N8 銅では顕著にその傾向が示された。
2. TM₀₁₀ モードの高純度銅製ピルボックス空洞を用いて、空洞の Q_0 と空洞素材の RRR の関係を実験と計算より求めた。その結果、実験的にも理論的にも Q_0 (20 K)/ Q_0 (300 K) は、材料によらず RRR500 以上で一定となることが明らかとなり、C バンドでは 5.3 倍に収斂することが示された。RRR が 500 以上の銅材を用いても低温での加速空洞の Q 値は向上しない事が明らかとなった。
3. 冷却による周波数変化は既存の熱膨張率を用いて 0.2 MHz の精度で計算できることが示され、この計算結果を低温加速管製作に適用出来ることを確認した。
4. クライオスタットの冷却試験と、低温での低電力試験より、入力マッチング特性が常温から低温に冷却しても安定していることを確認した。また 20 K でクライストロン電力を本加速管に投入出来ることを確認した。
5. 試験期間中に、 E_{acc} は 30.9 MV/m (パルス幅 1.0 μ s、50 Hz) まで到達した。本試験では接触不良により冷凍機からの加速管への伝導冷却が不十分であったと考えられるが、今後の改善によって目標 E_{acc} の 34 MV/m (パルス幅 2.0 μ s、50 Hz) へは、パルス数 10~15 \times 10⁷ ショット程度を確保すれば達成可能であると考えられる。
6. 加速管周辺で放射線量率を測定した。その結果、放射線量率はパルス幅依存性、 E_{acc} 依存性、長さ依存性を補正した常温加速管より 2 桁程度低いことが示された。この結果を暗電流量に換算すると、検出限界以下 (2 fA) と計算され、ビーム電流 1.0 A と比べ十分低いことが示された。また、低温で運転することによって、加速管内の電界放出を抑え暗電流量及び放射線量の低減に寄与していることが確認され、本加速管は医療用小型加速管として極めて有望であることが示された。
7. 今後の課題は、還流システム形成時の増大する入力電力量を考慮した加減速管の冷却強化である。今後の引き続き研究開発によって、還流システムを用いた低温における高純度銅製加減速管による低損失高電界加速が実証されると考えられる。

5.2 参考文献

- [5-1] A. Iino et al., “Development of low-loss cryo-accelerating structure with high-purity copper.” Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A. (in press, Accepted on 6 April 2017:
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0168900217304424>)

謝辞

本論文を執筆するにあたり、多くの方にご協力並びにご指導を賜りました。謹んで御礼申し上げます。

指導教官の山口誠哉先生には研究に対する考え方や、加速管に関する知識、実験全般について等多くのご指導やご助言を頂きました。副指導教官の肥後壽泰先生には特に加速管の大電力試験について多くのご指導やご助言を頂きました。高純度銅の RRR 測定のサンプルは、高エネルギー加速器研究機構（：以下 KEK）工作センターの井上均氏に製作頂きました。RRR 測定やテスト空洞の高周波測定における液体 He を用いた冷却の際は植木竜一博士（元日本アドバンステクノロジー株式会社、現 KEK）にご協力頂きました。加速管のノードルシフト測定では、吉田光宏先生に測定プログラムを作成頂きました。加速管の冷却試験では、新富孝和博士（KEK）に低温工学の知識をご教授頂きながらご指導を頂きました。冷却に伴うクラオスタット内の変位量測定では、大澤康伸氏（KEK）にトランシットを用いた測量方法をご教授頂きました。大電力試験の実施にあたって多くの方に大変お世話になりました。クライストロン設置や試験運転では、道園真一郎先生や三菱電機システムサービス株式会社の方々にご指導やご協力頂きました。大電力試験のセットアップでは、松本修二先生、上野健治博士（KEK）や舟橋義聖氏（KEK）にご支援並びにご協力頂きました。また本研究開発は、株式会社トヤマの加速器事業の一環として行われました。同社の遠藤克己社長をはじめとする事業関係者に感謝致します。最後に陰ながら研生活を支えてくれた妻めぐみに感謝致します。

今後もこの3年間の良い経験を活かして研究開発に取り組んでいきたいと思っております。

付録 1. 熱伝導率の算出

参考文献[2-10]より引用した熱伝導率 κ は、温度 4 K から 300 K の範囲において式 A より算出される。また表 A より、各 RRR のパラメーターが適用される。

$$\kappa = 10^{(a+cT^{0.5}+eT+gT^{1.5}+iT^2)/(1+bT^{0.5}+dT+fT^{1.5}+hT^2)}. \quad (\text{A})$$

表 A 熱伝導率算出式 A のパラメーター

RRR	50	100	150	300	500
units	W/(mK)				
a	1.8743	2.2154	2.3797	1.357	2.8075
b	-0.41538	-0.47461	-0.4918	0.3981	-0.54074
c	-0.6018	-0.88068	-0.98615	2.669	-1.2777
d	0.13294	0.13871	0.13942	-0.1346	0.15362
e	0.26426	0.29505	0.30475	-0.6683	0.36444
f	-0.0219	-0.02043	-0.019713	0.01342	-0.02105
g	-0.051276	-0.04831	-0.046897	0.05773	-0.051727
h	0.0014871	0.001281	0.0011969	0.0002147	0.0012226
i	0.003723	0.003207	0.0029988	0	0.0030964

付録 2. 熱膨張率の算出

参考文献[2-15]より引用した熱膨張率 κ は、温度 4 K から 300 K の範囲において表 B のパラメーターを用いて式 B より算出される。

$$y = 10^{a+b(\log_{10} T)+c(\log_{10} T)^2+d(\log_{10} T)^3+e(\log_{10} T)^4+f(\log_{10} T)^5+g(\log_{10} T)^6}. \quad (\text{B})$$

表 B 熱膨張率算出式 B のパラメーター

UNITS	$10^{-6} * (1/\text{K})$
a	-17.9081289
b	67.131914
c	-118.809316
d	109.9845997
e	-53.8696089
f	13.30247491
g	-1.30843441