ワイヤーモーションに伴う超伝導コイル クエンチ現象の動力学的解析

西嶋 茂宏, 櫛田 達也*, 岡田 東一

大阪大学産業科学研究所 茨木市美徳ヶ丘 8-1

(1997年2月20日受理)

Dynamic Simulation of Coil Quench Induced by Wire Motion

Shigehiro NISHIJIMA, Tatsuya KUSHIDA* and Touichi OKADA

Institute of Scientific and Industrial Research, Osaka University, 8-1 Mihogaoka, Ibaraki 567

(Received February 20, 1997)

Synopsis :

Wire motion in a superconducting coil has been simulated dynamically by means of solving the equation of motion of each winding with time in order to make quantitative analyses of the relationships between the winding conditions and the quench current of a superconducting coil, especially between winding tension and quench current. Using this method, each wire position, wire velocity and frictional heating and stress in the coil during excitation could be calculated dynamically. It was found that not only quench current but also the position where quench initiates changed with the winding tension and frictional coefficient. Wire motion after quench was also calculated. It was clarified that, due to the friction force, the wire did not return to its initial position resulting in misalignment of the wire. It was found that the method developed is useful for revealing the characteristics of a superconducting coil during operation. The method can be applied to the design of stable super conducting magnets.

Keywords : wire motion, winding tension, frictional coefficient, quench current, dynamic simulation

1. 序 論

超伝導磁石においてワイヤーモーションにともなうクエンチ現象は、重大な問題となることが知られている¹⁻⁷⁾。従って、実際の磁石を作る場合、ワイヤーモーションを抑制できる磁石構成にすることが望ましいが、実際の、経験的要素が強く、線材の性能を最大限に生かした安定な磁石を作る方法論は確立されているとは言えない。これは擾乱の大きさとコイル構成についての関係を定量化できていないことが原因と考えられる。例えば、ワイヤーモーションを抑え、特性を向上させるための線材と巻枠の摩擦係数に最適値がある

のか、また、巻き張力についてはどうなのか、さまざまな議論がなされてはいるものの、定量的にそれらとワイヤーモーション、さらにはクエンチ電流 (I_q) との関連性について議論されている研究は少ない。

我々は、磁石を作る構成材料の材料の物性と、クエンチ電流との相関性についての定量的な議論を行うために、新しいワイヤーモーションの解析法を考案した^{8,9)}、この計算手法を用いて4層118ターンのコイルについて計算を行い、静摩擦係数、巻き張力と I_q との相関関係について議論を行った。また、この計算手法では通電前後及び通電中のコイル内の応力分布、線材の速度分布、発熱分布、線材の位置等を明らかにできるので、トレーニング現象を定量的に解析できる可能性があることも明らかになったので、その結果につ

* 現在, NTT 関西支社総務部勤務

Fig. 1 Schematic illustration of analyzed system.

いて報告する。

2. 計算方法

開発した計算方法は、基本的にはコイル内の1本1本の線材の運動方程式を時間発展で解くことにより行われる。コイル内の線材の運動方程式を立てるために、Fig. 1で示すようなコイルのモデル化を行った。このモデルでは、コイルは円柱状の線材がそれぞれ相互作用を及ぼし合いながら積み重なっていると考える。さらにモデル内にフープ力を取り込むため、線材は巻棒胴部にバネで連結されていると模擬する。このようにモデル化したコイル内では、時間 t での i 番目の線材の運動方程式は次の式で与えられる。

$$v_i = dr_i/dt$$

$$F_i = I \times B_i + f_i + T_i$$

$$dv_i/dt = (1/m_i) \cdot F_i - \zeta v_i$$

ここで、 r_i 及び v_i は時刻 t での i 番目の線材の位置と速度、 m_i は線材の質量、 F_i は線材に働く力の総和、 ζ はダンピング係数で、 ζv_i は、コイルの振動の減衰項に相当する。また、 I は電流値、 B_i は i 番目の線材のある場所での磁界、 f_i は他の線材や巻棒より働く力と摩擦力の和、 T_i はフープ力である。 f_i に線材の半径方向の弾性率や線材同士、線材と巻棒間の摩擦係数といった材料定数が関係することになる。 B_i はビオ・サバルの法則から求めた。 $I \times B_i$ は線材に作用するローレンツ力であり、通電電流とその線材の位置における磁界とから計算された。フープ力は線材の巻き張力により生ずる力であるが、平衡位置から線材が動く場合にその1ターンの長さ変化に応じたフープ力が生ずると考えている。つまり前述したように線材はバネで巻棒胴部に連結されたものと模擬し、このバネ定数に線材長手方向の弾性率を当てはめた。線材間の相互作用と線材と巻棒の相互作用はヘルツの式¹⁰⁾より線材の変形量とその反力の形で計算中に反映されてい

Table 1 Mechanical and thermal properties of the NbTi superconductor used in the calculation (at 4.2 K).

Cu/NbTi ratio	1.0
Diameter	2.0 mm
Young's modulus	110 GPa
Density	$8.65 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Specific heat	0.52 J/kg·K
Critical current	4,860 A at 0 T 2,255 A at 5 T

る。ただしここでは変形を生じるのは線材のみとし、巻棒の変形は考慮に入れていない。即ち巻棒は剛体として扱っている。このようなモデルで、本解析では密巻きソレノイドコイルの模擬を行った。Table 1に計算に使用した線材の物性値を示した。

これらの式を使って、個々の線材の位置、速度及び加速度が計算される。具体的には、これらの一階の連立常微分方程式の初期値問題を解くことになる。初期値としては、各線材の位置と速度を与える。ただし各線材の初期速度は0 m/sとした（初期位置については後述する）。この線材の初期位置から線材各々に働く力が計算され、力から加速度が、加速度から速度が順次計算される。そして求められた速度を使って1タイムステップ後の新たな線材の位置が決定される。以後同じ手順を繰り返すことにより、時間発展で連立常微分方程式が解けることになる。時間積分はオイラー法を使用した。

ここで ζ の意味について考えておく。式からも分かるように ζv_i は速度に比例した抵抗力で線材の動きの減衰又は粘性抵抗を意味している。材料学的には材料の内部摩擦等、静的材料定数に現れてこない減衰項と考えることができる。計算ではこの項の導入で、結果として系の安定化が図られることになる。またクエンチ後のコイル挙動を考える際、この項がないと長時間振動現象が現れ（エネルギーが系に保存されるため）、線材のクエンチ後の静止位置を時間内に計算できない。そこで大きな粘性係数を導入し、振動を強制的に静止させるという意味もある。ここでは計算時間内に減衰が終了するように減衰の時定数、 $1/\zeta$ を25 μs とした。

時間 t における最内層の各線材のMQE (Minimum Quench Energy) を計算し（実際のコイルでは、1本の線材を連続して巻き付けてあるのだが、ここでは1ターンずつ独立した輪を作っていると近似して計算を行った）、巻棒に押しつけられる力と移動距離とから計

算された摩擦熱との比較がなされた。摩擦熱が MQE を越えた時点で電流を止め、そのときの電流値を I_q とした。ここで、巻棒と線材間の摩擦により発生した熱のうち、1/2 が線材に蓄えられるとした。また、線材同士の摩擦熱は、それぞれの線材に 1/2 ずつ分配されるものと考えた。以上のような計算手法により、巻き張力、摩擦係数を変化させて計算を行った。なお、当計算では密巻きコイルを扱っているので断熱条件を考え、MQE は液体ヘリウム温度から分流開始温度までの 1 ターンのエンタルピーで定義している。摩擦発熱も 1 ターン全体が均等に摩擦を起こすと想定しているので、比較する MQE としては、1 ターンごとの MQE を考えた。超伝導線材の比熱は、NbTi と銅の比熱の温度依存性を考慮した近似式で求めた。Table 1 には MQE を求めるのに使用した材料定数も示してある。

励磁前の線材の配置の決定は（コイル巻線に相当する）、以下の過程で行った。線材をまず 1 層だけ配置する。この配置は線材同士及び線材と巻棒が接するように配置する。この時点ではまだ線材は変形していない。その後巻き張力を加え、線材の変形を考慮し一定時間その状態で放置し平衡状態を達成する。この際、線材の位置は、巻き張力と巻棒反力のつり合いから決定される。その後次の層の線材を仮積みに配置する。2 層目の配置を行うとき、1 層目の線材は圧縮されることになるので、この 1 層目の反力も考慮して、2 層目の配置が決定された。この過程を繰り返し 4 層巻き付けた。これにより、実際のコイルの巻線過程を模擬したことになる。そして、安定になった時のその線材の位置を励磁前の線材の平衡位置とした。そこから線材が半径方向に動いた場合、フープ力に変化が生じるとした。タイムステップは 5×10^{-7} s とし、通電電流は 1 ステップにつき 3 A ずつ、0 A から臨界電流値 (I_c) の 2,391 A まで一定の上昇率 (6.0×10^6 A/s) であげられている。各タイムステップでそれぞれの線材について運動方程式が解かれている。計算に使用されたモデルコイルの仕様を Table 2 に示す。4 層 118 ターンの密巻きコイルであり、直径 2 mm、銅比 1 の NbTi 超伝導線材が使用されている。

ここで本解析コードの現状での限界について述べておく。本解析では初期値として線材の初期配列を与えるのみなので、仮積みされている密巻きコイルにおけるデータ入力の煩雑さはほとんどない。問題は計算時間にあり、本解析で使用した 4 層 118 ターンの計算で現在約 15 時間かかっている。この理由は、各タイム

Table 2 Specifications of the analyzed superconducting coil.

Inner diameter	40 mm
Outer diameter	54.4 mm
Coil length	60 mm
Number of turns	118
Number of layers	4
Critical current	2,391 A
Magnetic field	4.28 T

ステップで磁場分布を計算し直していることによる。これは、線材の動きに伴い磁場分布が変化することを想定していたためである。しかし、計算結果を見るとクエンチまでの線材の動きは数 μ m 程度であるので、磁場分布の変化を無視できることが明らかとなった。それゆえ、線材が動いても磁場分布形状は変化しないとして計算を行えば、ターン数を増加させても計算時間の大幅な短縮が図られ、より実用的な計算コードになると考えられる。また、現状では解析できる体系は断面が円形の線材でできたコイルに限られている。

3. 計算結果及び考察

3.1 巻棒胴部の反力の変化

Fig. 2 は励磁前の段階で、各層を巻いた場合の巻棒の反力の変化を示している。まず 1 層目の 30 本の線材を配置し張力を加え平衡状態を達成する。平衡状態達成のために 2,000 ステップの緩和を行った。これにより巻棒胴部の反力 (REACTY) は約 10,000 N とな

Fig. 2 Reaction forces from bobbin while winding a coil at a winding tension of 50 N. REACTY, and REACTR and REACTL represent the reaction force from the bobbin barrel and flanges, respectively. Dynamic frictional coefficient (DFC) and static frictional coefficient (SFC) between wire and bobbin are set at 0.1 and 0.2, respectively.

Fig. 3 Change in reaction forces from bobbin barrel (REACTY) and bobbin flanges (REACTR and REACTL) at a winding tension of 50 N. The upper section is an enlargement of the rectangle area at the bottom. DFC: dynamic frictional coefficient; SFC: static frictional coefficient.

り安定になる。2,000 ステップで2層目を巻き、2,000 ステップの間放置することにより巻棒胴部の反力は18,000 N で安定になる。さらに4層まで線材を巻き安定化させた時には、反力は8,000 ステップで約30,000 N となり安定になる。巻棒胴部反力の増加と共につば部反力（左側つば部からの反力：REACTL, 右側つば部からの反力：REACTR）も増加していく。巻層数を増やすにつれ、反力の増加量は少なくなっており、実際の現象を良く反映している。これは、下層の線材の反力を考慮しているためで、通常の計算の多重円筒モデルに相当している。またこの反力の30,000 N を巻棒の断面積 $7,536 \text{ mm}^2$ で除せば巻棒の応力となる。なおこの計算では、巻き張力 50 N, 静摩擦係数 0.2, 動摩擦係数 0.1 として計算を行った。巻棒の変形を考慮していないので、少し高い応力値が現れていると考えられる。

次にこのコイルを $I_q (I_c=2,391 \text{ A}, I_q=2,355 \text{ A})$ まです通電した時の応力を計算した。Fig. 3 がその結果で

あるが、通電開始 (8,000 ステップ) 後、胴部及びつば部からの反力は小さくなっていき、8,310 ステップ (930 A) でつば部からの反力 (REACTL, REACTR) が 0 N となる。次いで 8,667 ステップ (2,001 A) で胴部からの反力 (REACTY) が 0 N となり、巻棒から線材部が浮き上がる現象が起こっていることが分かる。このような巻棒から巻線部が浮き上がる現象は報告されていた¹¹⁾ものの、一般には定量的解析は困難な挙動である。しかし本解析はそれを可能にとも言える。またクエンチ後電流を遮断すると（通電電流を 0 A にするという意味で、ここでは 8,785 ステップ目）巻線はまず胴部にぶつかり、若干遅れてつば部の反力が現れ、その後振動が減衰する様子が見られる。

3.2 コイルの安定性

Fig. 4 は同形状の4層コイルで巻き張力を 50 N から 500 N まで変化させた場合の巻き張力の I_q に及ぼす効果を示したものである。 I_q は I_c で規格化されている。巻棒と線材間の静摩擦係数は 0.2 と 0.6 の二つの場合を計算しており、動摩擦係数は共に 0.1 で同じにしている。摩擦係数 0.6 は液体ヘリウム温度での銅-ステンレスの平均的な最大摩擦係数であり、また 0.2 はこの最小値に近い値である。図より分かるように、静摩擦係数が 0.2, 0.6 の場合で共に張力の増加に対し、 I_q はそれぞれ 200 N と 150 N 付近で、最小値を示すような変化を示している。このことは、コイル構成材料の材料定数が安定性に影響を及ぼすことを意味しており、安定なコイル製作には適切な材料選択や加工が必要であることを示唆している。以下この現象の原因について計算結果を基に考察する。

Fig. 5 (a) は静摩擦係数が 0.2 で巻き張力が 200 N

Fig. 4 Change of quench current as a function of winding tension at a static frictional coefficient (SFC) of 0.2 or 0.6. Dynamic frictional coefficient (DFC) is set at 0.1.

Fig.5 Change of frictional heating and MQE with excitation. (a) At a winding tension of 200 or 300 N; (b) At a winding tension of 100 or 200 N. DFC: dynamic frictional coefficient; SFC: static frictional coefficient.

と 300 N の時の、各ターンの中で最も小さい MQE と、最も大きな摩擦発熱の変化を通电電流に対して示したものである。なお、200 N の巻き張力の時、このコイルは最小の I_q を示す（後で、発熱量の空間分布を議論するが、線材同士の発熱量は線材と巻棒間の発熱量に比較して十分小さいので、クエンチに直接関係するのは線材と巻棒間の発熱であることが導かれる）。MQE は通电電流の増加と共に減少していく。摩擦発熱は線材が巻棒に対して動き始めるのに伴い増加を始め、摩擦発熱が MQE を越えた際の電流値が I_q に相当する。Fig.5 (a) より巻き張力の大きな 300 N の方が線材の動き始める電流値が大きくなりこれが原因で I_q が高くなっていることが分かる。

Fig.5 (b) は静摩擦係数は同じく 0.2 で、巻き張力が 100 N と 200 N で同様のプロットを行ったものである。動き始めの電流値は (a) と同様、巻き張力の高い 200 N の方が高くなっている。即ち、巻き張力 100 N の方が線材が動き出す電流値は低いことになる。しかし、巻き張力が 100 N と低い場合には、ワイヤーモーションに伴う摩擦発熱量が 200 N の時よりも小さく、その結果摩擦発熱量が MQE を越える電流値 (I_q) は 100 N の場合の方が高くなっているのが分かる。

このように I_q の最低点を境にして、巻き張力の高い側では線材の動き始める電流値、巻き張力の低い側ではワイヤーモーション発生後の単位時間当たりの発

熱量という異なる二つの現象が I_q を決定する主要因となっている。このため、 I_q に最低点を示す巻き張力が発生すると考えられる。

ここで例えば、Fig.4 を参考に 100 N から 250 N 付近の巻き張力の範囲で巻き張力と安定性について議論を行おうとする場合について考えてみる。まず、静摩擦係数が 0.6 の場合は、巻き張力の増加に対し I_q は単調に増加していく。高い巻き張力がコイルの安定性を向上させるということは、報告されていたが¹²⁾、本計算手法でもこのような巻き張力と I_q との関係を明らかにすることができたと言える。しかし一方で、静摩擦係数が 0.2 の場合には逆に、巻き張力の増加に対して I_q は単調に減少するという挙動もありうることが示されている。この計算で明らかにされたようにコイルのクエンチ現象は、構成材の材料特性（ここでは、線材と巻棒との摩擦係数）や巻き張力、さらには直接的にはワイヤーモーションが起り始める電流値、ワイヤーモーション発生後の発熱状態といったものが関連して決定されるということを考えると、コイルの安定性を考える際には本計算のように包括的に様々なパラメータと I_q との関係について議論することが重要であると考えられる。

3.3 クエンチ発生箇所の同定

次にクエンチ箇所の同定を行う。クエンチが発生する箇所は、MQE が最も小さい箇所であるのか発熱が

Fig. 6 (a) Wire arrangement of the calculated coil before loading. (b) Distribution of the magnetic field at a transport current of 2,355 A (I_q).

大きな箇所であるのかは、定量的な議論をしにくい問題である。しかしながらコイルの特性の改善においてはクエンチ箇所の同定は重要な意味を持つことになる。そこでここでは、Fig. 2, Fig. 3 で示したコイル（静摩擦係数 0.2, 動摩擦係数 0.1, 巻き張力 50 N）のクエンチ箇所の同定を行うことにした。

Fig. 6 (a), (b) に本解析で用いたコイルの線材の配置及び臨界電流まで通電したときのコイルの巻線部に印加される磁束密度分布を示した。Fig. 6 (a) の縦軸は、コイル半径方向の位置を、横軸はコイル軸方向の位置を示している。コイル内径が 40 mm であるので、縦軸は 0.02 m (20 mm) の位置が最内層に相当する。またこの図のプロットしている点は、巻線直後の線材の中心位置を示しており、巻乱れもなく線材は俵積み状に整列している（縦軸と、横軸のスケールが異なっている）。Fig. 6 (b) はコイル巻線部の磁束密度分布であるが、最大経験値 4.5 T が最内層中心部で現れている。また、最内層の端部では、約 3.5 T で最内層のみを考えても 1.0 T 程度の分布が存在する。

Fig. 7 に本コイルの摩擦発熱量の通電電流による変化を示す。これは、Fig. 5 と同様最内層の最も発熱量の多い線材の発熱を示している。この図から、このコイルでは 750 A 程度から線材が大きく動き出すことが理解できる。通電電流 705 A の時の線材の速度分布と発熱分布（単位は J/m で素線 1 本あたりの発熱量である。素線 1 本あたり 1 m の体積で除せば単位体積あたりの発熱量となる）を Fig. 8 (a), (b) に、1,005 A の時のそれらを Fig. 9 (a), (b) に示した。

通電電流 705 A では、線材の速度はほとんど 0 m/s で、ワイヤーモーションはほとんど生じていない。そのため摩擦発熱もほとんど生じておらず、最内層の巻棒と接している箇所の発熱量は低いことが理解できる。一方 1,005 A の時は Fig. 9 (a) に示すように、線材部は全体として軸方向に圧縮されるので、コイルのつば部で大きな速度を持つ分布を示す（Fig. 8 (a) とスケールは 1 桁異なる）。このような線材の動きに伴い、巻線部の最内層と巻棒胴部のつば部付近で大きな摩擦発熱が生じ、発熱分布は、Fig. 9 (b) に示すような分布となる（Fig. 8 (b) とスケールは 1 桁異なる）。これは理想的に巻線しても、端部の方が中心部と比較して動きやすく大きな発熱を生じることを意味している。なお、Fig. 8 (a), Fig. 9 (a) で線材の速度分布が左

Fig. 7 Change in frictional heating with excitation. Static frictional coefficient (SFC), dynamic frictional coefficient (DFC) and winding tension are 0.2, 0.1 and 50 N, respectively.

Fig.8 (a) Distribution of wire velocity; (b) Frictional heating at a transport current of 705 A.

右対称から若干ずれているが、これは計算の丸め誤差が影響したものと考えられる。

これらのデータを基に詳細な検討を行うと、この場合のクエンチ箇所は、最内層の左から8番目の位置、Fig.6では $(-0.015, 0.021)$ の線材でクエンチが発生したことが明らかになった。また、巻き張力 450 N, 静摩擦係数 0.2, 動摩擦係数 0.1 の時には、最内層左から2番目の線材からクエンチが始まる。このことから、クエンチの生じる箇所は、MQE が最小の箇所でも摩擦発熱が最大の箇所でもなく、その両者の複雑な兼ね合いとして決定されるということが明らかになった。つまり、クエンチの発生する箇所は、コイル内の磁場の分布状況やワイヤーモーションの発生の有無とその発熱状況、つまり、コイルの形状や、コイルの構

成によりその発生箇所が変化する可能性があると言える。

3.4 コイル内応力分布

Fig. 10 (a), (b)にコイル励磁前及びクエンチ後のコイル内の応力分布を示した(解析対象は Fig. 2, 3で示した巻き張力 50 N, 静摩擦係数 0.2, 動摩擦係数 0.1 のコイルである)。単位は(N/m)で素線1本1mあたりに働く力(スカラー量)で表している。厳密には応力ではなく力分布であるが以下「応力」の言葉を使用する。なお、この力を線材の長手断面(2 mm×1,000 mm)で除せば線材中心面上での応力となる。励磁前には応力分布は、コイル内層ほど応力が高くなっており、最も高い巻線胴部付近では14,000 N/m程度となっている。これは、上層の線材の張力によるフー

Fig.9 (a) Distribution of wire velocity; (b) Frictional heating at a transport current of 1,005 A.

Fig. 10 Stress distribution. (a) Before energizing ; (b) After quench.

プ力により下層が圧縮されているためと考えられる。このためコイル上層に行くほど応力は下がっている。また、端部では巻棒つば部に押さえつけられるため複雑な応力分布となっている。(b)はクエンチ後の応力分布であるが、コイル内の応力分布は、内層ほど内部応力が高くなり、最も高くなる最内層部では 14,000 N/m となる等、大まかな点では励磁前の応力分布と一致しているが、クエンチ後の図では、応力分布の境界や、つば部付近で、応力の分布が不規則になっていることが分かる。なお、ここで導かれたコイル最内層の線材に働く応力の方が、Fig. 2 における巻棒反力と比較して大きくなっている。これは、巻棒反力は、フープ力のため素線に働く力より小さくなることを意味している(多重円筒モデルを考えると理解できる)。Fig. 11 に励磁前とクエンチ後の第 2 層の線材の中心位置を示した。本図より、励磁後線材は元の位置に戻っていないことがわかり、これがクエンチ後応力分布が不規則になる理由と考えられる。このような通電前後の線材位置の変化、応力状態の変化は、実際のコイルにおいても発生すると考えられ、続く励磁において異なる発熱挙動が起こると考えられる。そして、そのために異なる I_q となることが予想され、トレーニング挙動や電流劣化現象を引き起こすと考えられる。

さて、本研究により開発された計算手法は、通電中の時々刻々の応力分布を追跡することもできる。即ち、励磁前、励磁中及びクエンチ後の応力分布が変化していく過程を検討することができる。まず、励磁に伴う応力分布の変化を Fig. 12 (a)~(d) に示した。このコイルの巻線部が巻棒つば部から離れるのは、930 A、

胴部から浮き上がるのは 2,001 A の時である(各図で応力のスケールが異なっていることに注意)。またこれらの図では、巻線部の浮き上がりが起こっても線材に働く力は 0 N とはならない。これは前述したように、本図では、線材に働く力を示しているため、巻棒から浮き上がっても、電磁力やフープ力、素線同士の力が働いているからである。コイル内の応力分布は通電電流の増加に伴い Fig. 12 (a)~(d) に示すように徐々に変化していき、最終的には巻線部の中心付近が最大となるような分布を示すようになる。

Fig. 13 にコイルクエンチ前後の巻棒胴部の反力の時間変化を示した。8,667 ステップ (2,001 A) で胴部からの反力が 0 N となり巻線部が巻棒から浮き上がっている。また、8,797 ステップ (2,391 A) でクエンチし、その後に巻線部が巻棒と突衝し、高い反力を示しながら徐々に減衰していき、9,200 ステップでは巻棒

Fig. 11 Change of wire position at second layer before excitation and after quench.

Fig. 12 Stress distribution at transport currents of (a) 945 A, (b) 1,065 A, (c) 1,305 A and (d) 1,905 A.

反力は落ちつき、励磁前とほぼ同じレベルに復帰している。なお、この復帰後には巻乱れが生じているのは前述したとおりである。この過程での巻線部の応力分布を追跡する。クエンチ前後の応力分布を Fig. 14 (a)~(c) に示した。

Fig. 14 (a) にクエンチ直前、(b) に電流を遮断し (Fig. 3 のようにクエンチと同時に電流を 0 A まで下げたという意味) $3.5 \mu\text{s}$ 後、(c) に $6 \mu\text{s}$ 後のコイル内の応力分布を示している。これらは Fig. 13 中に示されている (i), (ii), (iii) と時間的に対応している。Fig. 14 (a) でコイルの中心に集中している応力は (55,000 N/m (27.5 MPa)), 電流の遮断とともに解放されはじめ、(b) では約 45,000 N/m まで減少している。そして (c) では、巻棒胴部でやや応力の高い部分が分布するようになるが、これは最内層の線材が、巻棒胴部に衝突す

るためと考えられる。これは、Fig. 13 に示した (iii) で、巻棒反力が上昇していることからわかる。そしてこ

Fig. 13 Change of reaction force from bobbin barrel before and after quench at a winding tension of 50 N.

Fig.14 Stress distribution. (a) At transport current of 2, 355 A (I_q); (b) At 3.5 μ s after quench; (c) At 6.0 μ s after quench.

のように巻棒との衝突を繰り返すことにより, Fig.13に示すような減衰振動を示すようになると考えられる。一連の Fig.12と Fig.14を比較して, コイル内応力分布の変化の様子は励磁中と電流遮断後では大きく異なることが分かる。特に, 電流遮断後の応力分布は線材が平衡位置に至る前に変化し, これが原因となって Fig.14に示すような巻き乱れを生ずると考えられる。逆に, クエンチ後適切な電流遮断速度で電流遮断を行えば, 巻き乱れの生じない状態を実現できる可能性があることが推定される。

4. 結 論

本研究で開発されたコイル内の線材の運動方程式を時間発展で解いていく方法により, コイルの安定性と, 摩擦係数, 巻き張力の関係を定量的に明らかにすることができた。特に, (1) I_q は巻き張力により変化し, I_q が最小となる巻き張力が存在する。(2) I_q が最小となる巻き張力の値は, 摩擦係数で異なることが明らかになった。さらに, クエンチ箇所の同定を行ったところ, (3) クエンチの発生する場所は, MQEの最小の箇所でも発熱量の最大の箇所でもない。(4) クエンチ発生箇所は巻き張力や摩擦係数で変化することが明らかになった。

また, クエンチ後のコイル内の応力分布も明らかにすることができ, (5) 線材がコイル巻棒を打撃しながら, 元の位置に戻ろうとするため, 摩擦力が作用し, 元の配置まで復帰できないことがある。(6) この線材の配置の乱れが電流劣化現象を引き起こす可能性があることも明らかになった。

以上のように, 本研究で開発された解析法は励磁前から励磁後まで時々刻々のコイル内の線材の動き, 速度分布, 発熱分布, 応力分布等を計算することができるため, 安定なコイル製作の具体的指針を与え得る解析方法となることが期待できる。当報告では密巻きコイルを対象に解析を行ったが, 現在 CIC 導体への応用を検討している。

参 考 文 献

- 1) Y. Iwasa: IEEE Trans. Magn. **28** (1992) 113
- 2) O. Tsukamoto and Y. Iwasa: IEEE Trans. Magn. **19** (1983) 443
- 3) R. S. Kensley, H. Maeda and Y. Iwasa: IEEE Trans. Magn. **17** (1981) 1068
- 4) H. Maeda, O. Tsukamoto and Y. Iwasa: Cryogenics **22** (1982) 287

- 5) R. S. Kensley, H. Maeda and Y. Iwasa: *Cryogenics* **21** (1981) 479
- 6) O. Tsukamoto, H. Maeda and Y. Iwasa: *Appl. Phys. Lett.* **39** (1981) 172
- 7) R. S. Kensley and Y. Iwasa: *Cryogenics* **20** (1980) 25
- 8) S. Nishijima, T. Kushida and T. Okada: Simulation of wire movement in a superconducting coil, presented ASC '96 Pittsburgh LBA-8 (1996)
- 9) T. Kushida, S. Nishijima and T. Okada: Calculation of wire motion in a superconducting magnet, presented ASC '96 Pittsburgh LBA-9 (1996)
- 10) 川田雄一ら: 材料工学ハンドブック, 朝倉書店, 東京 (1966) 240
- 11) M. Urata and H. Maeda: *IEEE Trans. Magn.* **25** (1983) 1528
- 12) K. Ikizawa, N. Takasu, Y. Murayama, K. Keo, S. Nishijima, K. Katagiri and T. Okada: *IEEE Trans. Magn.* **27** (1991) 2128