

## 1.3 MW ビーム出力に向けた J-PARC 主リング 入射キッカー電磁石の数値シミュレーション

### NUMERICAL SIMULATION OF J-PARC MAIN RING INJECTION KICKER MAGNET TOWARD 1.3MW BEAM OPERATION

杉本拓也 (KEK)

Takuya Sugimoto (KEK)

#### Abstract

A numerical simulation of thermal behavior of termination resistors for J-PARC Main Ring injection kicker magnets was carried out to reduce a temperature rise of the resistors. A 3D simulation model was constructed and temperature distribution was calculated using an industrial software. To validate the simulation model, temperature rise of the resistor for both pulse excitation and beam current were measured. For 1.3MW beam operation, power dissipation on the resistor was estimated to 390W (pulse current) and 180W (beam current). The temperature rise of the resistors was estimated to be 370 °C without optimizing the configuration of the resistors. A solution to suppress the temperature rise to be less than 80 °C was found and a new configuration of the resistors was designed. This paper represents the detail of the simulation and the new design of the resistors.

#### 1. はじめに

大強度陽子加速器施設 J-PARC の Main Ring (MR) は、長基線ニュートリノ振動実験 T2K へ向けて、30 GeV に加速した陽子ビーム (8 バンチ) を 1 ターンで取り出す速い取出し方式により供給している。2018 年夏までの運転で、504 kW (繰り返し周期: 2.48 sec、1 サイクルあたりの総粒子数:  $2.61 \times 10^{14}$  個) の陽子ビームをニュートリノ生成ターゲットに向けて供給することに成功している [1,2]。高精度でのニュートリノ実験を実現するには、より大強度での運転が必要である。2020 年代後半には、1.3 MW のビーム (繰り返し周期: 1.16 sec、粒子数:  $3.34 \times 10^{14}$  個) を T2K 実験へ向けて供給することを計画している [3,4]。ビーム出力を増強するためには、MR の入射キッカー電磁石システムの改造が必要であった。MR の入射直線部には、4 台の集中定数型のキッカー電磁石が設置されている。上流の RCS から 40 msec 毎に 2 個ずつ取り出された陽子バンチを、4 回に分けて計 8 個 MR に対して入射する。入射キッカー電磁石は、2011 年冬にインストールされ、これまで運転し続けてきた [5,6]。ビーム出力が次第に増強するにつれて、インピーダンス整合用の抵抗器 (以下、抵抗器ユニットと呼ぶ) の発熱が顕在化してきた。実測値と数値シミュレーションから、1.3 MW ビーム運転を実現するためには、抵抗器ユニットのアップグレードが必要であることがわかった。本論文では、抵抗器ユニットの温度上昇の測定と、抵抗器ユニットの温度分布を計算するための熱流体シミュレーションの詳細について報告する。

#### 2. 抵抗器の発熱

Figure 1 に、入射キッカーの等価回路を示す。ビームを蹴るための磁場を発生するコイル (L1) には、パルス電流 (定格電流 2640 A、パルス幅 1.5  $\mu$ sec) の反射波を限りなくゼロにするため、インピーダンス整合用の抵抗器ユニット (R1) が直列に接続されて

いる。さらに、高い周波数領域でのインピーダンスも整合させるために、抵抗器 (R2) とコンデンサ (C2) が並列に接続されている。これら回路素子の値は、パルスの立ち上がり時間が 200nsec 以下になるよう最適化した [7]。抵抗器ユニット R1 は、15 並列の抵抗器から構成されており、合成抵抗は 9.3  $\Omega$  である。抵抗器の並列数は、キッカー電磁石を開発した当初、定格電流 3500 A、パルス幅 6  $\mu$ sec (つまり、1.5  $\mu$ sec のパルスを 4 つ分) のパルス電流を、繰り返し周期が 2sec で印加した場合に、ジュール熱による発熱で抵抗器の表面温度が 100 °C 程度となるよう決定した。一方、コンデンサ側の抵抗器ユニット R2 には、パルス電流がほとんど流れないため、ビーム電流によるジュール熱のみを考慮して、10 本を並列接続するよう決定した。これらの回路素子が、真空層の上に設置された個別の箱 (以下、整合ボックスと呼ぶ) に収められている。抵抗器は、東海高熱工業製の AS タイプ抵抗器に、導電性セラミックと電極間での放電を抑制するために、電極をろう付けした特別製を用いている [8]。定格通電時の 1 パルスあたりのエネルギーは、97.2 J であり、1 サイクル毎にビーム入射のタイミングで 4 つのパルス電流が抵抗器に流れる。周回ビームがキッカーアパーチャーの中を通過すると、電磁誘導の法則により、コイルに電圧が誘起され、コイルに接続された抵抗器 (R1 と R2) とコンデンサ (C1) のループ内に電流が流れる。そのため、周回ビームが取り出されるまでの間に流れる電流で、抵抗器が温められる。N 本の抵抗器 (表面積 A、周囲への放熱の熱伝達係数 h) に、パルス励磁電流による熱量  $Q_{\text{pulse}}$  とビーム電流による熱量  $Q_{\text{beam}}$  が与えられた場合の抵抗器の温度上昇  $\Delta T$  は、Newton の冷却の法則より、以下の式で表される。

$$\Delta T = \frac{1}{N} \frac{Q_{\text{pulse}} + Q_{\text{beam}}}{hA} \quad (1)$$

$$= \frac{1}{NhA} \left( \int I^2(t) dt \frac{R}{T_{\text{rep}}} + \int E_b(t) dt \right) \quad (2)$$

ここで、 $I(t)$  はパルス電流の時間分布、 $T_{\text{rep}}$  は繰り返し周期、 $R$  は抵抗値、 $E_b(t)$  は陽子バンチが通過した際に抵抗器に与えられるエネルギーの時間分布である。ビームの入射から取り出しまでの区間で積分すると、1 サイクルあたりの温度上昇が計算できる。抵抗器温度が  $150^\circ\text{C}$  を超えた状態で長時間運転すると、抵抗器中の炭素が二酸化炭素となって放出され、抵抗値が徐々に増加してしまうため、 $100^\circ\text{C}$  程度で運転することが推奨されている。この式より、温度上昇を減らすためには、抵抗器の外径を大きくして表面積  $A$  を大きくし、並列数  $N$  も増やすと効果的であることがわかる。さらに、冷却ファンを整合ボックスに取り付けることで、熱伝達係数  $h$  を大きくする事も期待できる。ただし、熱伝達係数を解析的に求める事は非常に困難であるため、冷却ファンを用いた場合の温度上昇は、数値シミュレーションにより評価した。

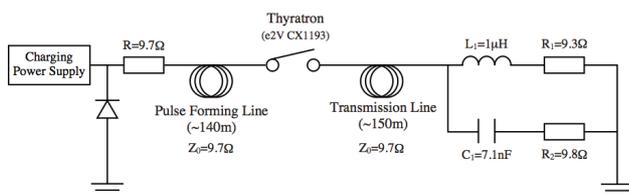


Figure 1: Equivalent circuit of the injection kicker magnet system.

### 3. 測定

数値シミュレーションのモデルを作成するにあたり、まず初めに、通常の運転条件での温度上昇を測定した。抵抗器は、パルス電流とビーム電流により発熱するため、それぞれの寄与を測定した。

#### 3.1 パルス電流による発熱

ある物体（質量  $m$ 、比熱  $c$ 、表面積  $A$ 、体積  $V$ 、密度  $\rho$ ）にパルス電流によるジュール熱（電流  $I$ 、抵抗  $R$ 、パルスのデューティー比  $\gamma$ ）を微小時間  $dt$  だけ加えた時、物体の温度が  $dT$  上昇し、周囲との温度差が  $\Delta T$  になったとする。ジュール熱が、抵抗器の温度上昇と空気への放熱（熱伝達係数を  $h$ ）に分配されると考えると、熱の収支から

$$I^2 R \gamma dt = mcdT + hA\Delta T dt \quad (3)$$

この方程式より、通電開始から時間  $t$  における抵抗器の温度上昇  $\Delta T(t)$  は、次のように表される。

$$\Delta T(t) = \frac{I^2 R \gamma}{hA} (1 - e^{-t/\tau}) \quad (4)$$

$$\tau = \frac{mc}{hA} = \frac{\rho Vc}{hA} \quad (5)$$

Figure 2 に、2.48 sec の周期で定格電流 (2640 A) のパルス電流を流し続けた際の、サーモカメラで測定した抵抗器温度の時間変化を示す。データを式 (4) でフィッティングすると、時定数  $\tau$  は 417 sec であっ

た。抵抗器を構成する導電性セラミックの比熱  $0.73 \text{ kJ/K/kg}$ 、かさ密度  $2230 \text{ kg/m}^3$  を用いると、熱伝達係数  $h=12$  の時に時定数は  $418.5 \text{ sec}$  となり、実測とほぼ同じとなる。天板ならびに接地側の電極に取り付けられた銅パイプには、 $30^\circ\text{C}$  の冷却水が流れている。この冷却水による冷却と、整合ボックス内部の空気が対流することによる自然対流冷却の効果を考慮すると、この熱伝達係数は妥当であると考えられる。式 (2) より、繰り返し周期  $1 \text{ sec}$  でパルス励磁運転をすると、抵抗器で発生するジュール熱が  $389 \text{ W}$  になるので、抵抗器の温度上昇は  $\Delta T=270^\circ\text{C}$  と見積もられた。

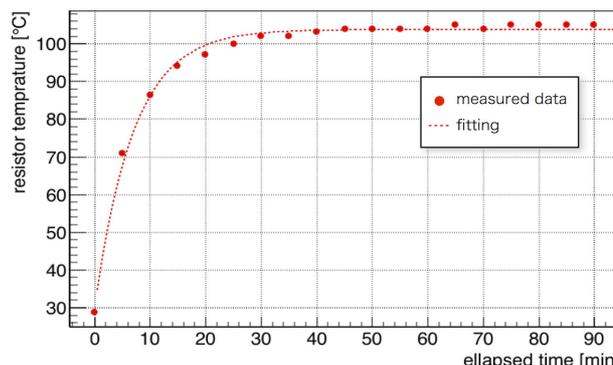


Figure 2: Measured temperature of the resistor for the nominal current and 2.48sec repetition period.

Figure 3 に、抵抗器 1 本あたりのジュール熱と温度上昇の測定結果を示す。ジュール熱は、パルス励磁電流を変えることにより変更した。温度はサーモカメラを用い、15 本の抵抗器の中で最も高い温度を測定した。抵抗器は鉛直方向に 3 段にスタックされており、真ん中の段の中央にある抵抗器が、周囲からの輻射熱の影響を最も受けるため温度が高くなっていった。式 (1) より、抵抗器の温度上昇  $\Delta T$  は、パルスのジュール熱  $Q_{\text{pulse}}$  に比例するが、この測定結果は非線形であった。原因としては、高温になるにつれて輻射による影響が大きくなるためではないかと考えている。

#### 3.2 ビームによる発熱

MR の入射キッカーは集中定数型のキッカー電磁石であるため、電磁誘導の法則より、ビームがキッカー電磁石を通過すると、コイルが囲む空間を通る磁束が時間変化し、コイルには電圧が誘起される。コイルの周囲には、磁束を集めるためのフェライト (米 Ceramic Magnetic Inc. 社製 CMD10、初期透磁率 625 [9]) があるため、ビームが作る磁束のほとんどがフェライト中を通り、抵抗器に電流が流れる。また、コイルは長さ 600 mm、幅 84 mm、厚さ 8 mm の 1 枚の銅板であるので、ビームが通過することにより、銅板表面にイメージ電流が流れる。ビーム電流は、バンチの電荷分布の時間微分に等しいので、ビームが通過することにより抵抗器に流れる電流は、バンチあたりの電荷量と分布関数に大きく依存する。し

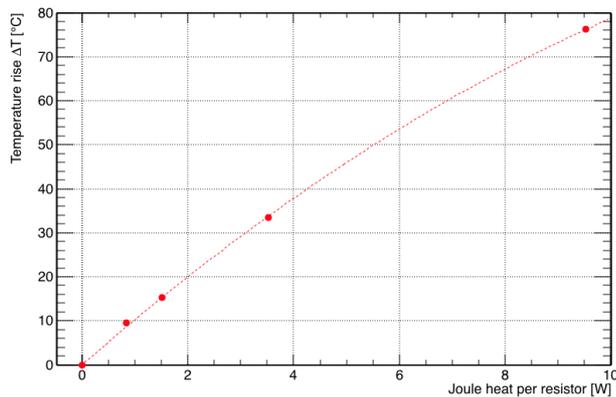


Figure 3: Measured temperature rise of the resistor versus input joule heat per resistor.

かし、今回は簡単のため総電荷量にのみ注目して議論する。

Figure 4 に、サーモラベルで測定した抵抗器の温度と、ビーム出力の関係を示す。抵抗器で発生するジュール熱は、電流の二乗に比例するため、実線はデータを二次関数でフィッティングしたものである。データは、260kW ( $1.34 \times 10^{14}$  個 = 2.7  $\mu\text{C}$ ) と 440 kW ( $2.27 \times 10^{14}$  個 = 4.45  $\mu\text{C}$ ) において、それぞれ 1 週間にわたって連続運転した際に測定した温度を用いた。サーモラベルは 10 °C 毎に色が変わるものを用いたため、 $\pm 5^\circ\text{C}$  のエラーバーを付けてある。データのフィットを外挿 (点線) し、粒子数のみが増加して 1.3 MW 相当のビーム ( $3.34 \times 10^{14}$  個 = 6.7  $\mu\text{C}$ ) となった場合、抵抗器の温度が 100 °C 上昇する事が予想される。Figure 3 の結果から、抵抗器の温度上昇がわかると、抵抗器でのジュール熱を推定することができる。正しいモデルがまだわかっていないが、今回は二次関数を仮定してフィッティングした。これより、260 kW と 440 kW のビーム出力での温度上昇  $\Delta T$  に対応するジュール熱は、抵抗器 1 本あたりそれぞれ 2W と 5.5W と見積った。ビームが入射から取り出しまでの間にリング内を周回する回数は、繰り返し周期が 2.48sec の場合は約  $3 \times 10^5$  回、1.16sec の場合は約  $1.5 \times 10^5$  回となる。これより、1 バンチあたりの電荷量と抵抗器で消費されるエネルギーの相関を求めることが出来る。この相関より、1.3MW 相当のビーム 1 バンチが 1 回キッカーを通過すると、 $1.37 \times 10^{-3}$  J のエネルギーが抵抗器で消費されると計算した。ここから、1.16 sec 繰り返し周期では、入射から取り出しまでの間に、8 個のバンチがリング内を約  $1.5 \times 10^5$  ターンするので、1 サイクルあたり平均 177.4 W の電力が消費されると見積った。

## 4. 数値計算

### 4.1 シミュレーションモデルの作成

抵抗器に電流を流すと、ジュール熱により抵抗器が温められる。抵抗器で発生した熱エネルギーは、熱伝導と対流熱伝達、そして輻射により周囲の電極や空気へと伝わっていくため、抵抗器の温度分布

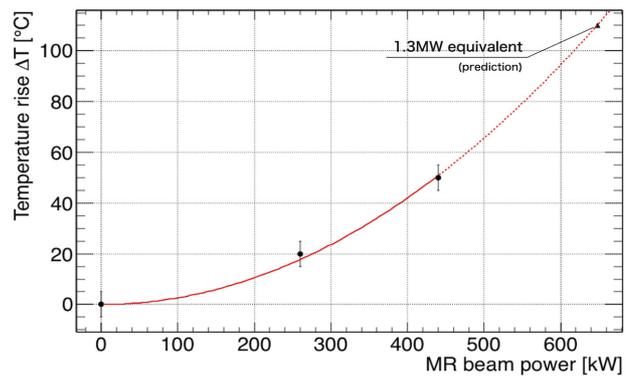


Figure 4: Measured temperature rise of the resistor versus MR beam power.

を求めるためには、ナビエストークス方程式を解かなければならない。しかし、複雑な形状の抵抗器に対して、ナビエストークス方程式を解析的に解く事は不可能であるため、有限要素法を用いて 3 次元の熱流体計算を実施するソフトウェアを利用する必要がある。今回は、3 次元 CAD 図面を元に、CST STUDIO SUITE を用いてモデルを構築し、Conjugate Heat Transfer ソルバーにより温度分布や流速分布の計算を実施した [10]。導電性セラミックスの物性値 (密度、比熱、熱伝導率) は、東海高熱工業より提供を受けたデータを使用した。

### 4.2 温度分布の計算

数値シミュレーションモデルの妥当性を検証するために、サーモカメラで測定した画像と比較した。Figure 5 は、繰り返し周期 2.48 sec、定格電流 2640 A でパルス通電を 1 時間実施した際の画像と、抵抗器に 1 本あたり 10.45 W の平均電力を一定に与え続けた場合の温度分布の計算結果を示す。周囲の境界条件としては、真空容器側の面のみ断熱条件とし、残りの 5 面はトンネル内温度 (30 °C) と設定した。グランド側の電極ならびに天板に取り付けられた冷却水は、温度が 30 °C の一定な水の領域として作成した。シミュレーションで得られた最高温度は 106 °C で、実際の最高温度とほぼ同じ値が得られた。また、温度分布もよく再現出来ており、境界条件や物性値が正しく与えられていることが確認できた。さらに、パルス電流による熱量に、1.3 MW のビームからの熱量 180 W を加えると、抵抗器の温度が 100 °C 上昇し、Fig. 4 で得られた結果とよく一致することも確認した。

### 4.3 新しい抵抗器ユニットの設計

ビーム電流により発生する電力は、バンチの形状やアパーチャー内のどこを通過するかに依存すると考えられるため、不定性が大きい。そのため、1.3MW 運転時の熱量をパルス通電の 390 W と、 $3.34 \times 10^{14}$  個のビームにより発生する熱量に安全係数を掛け、合計で 1 kW の熱量が抵抗器で消費されると仮定して、新しい抵抗器ユニットの設計を進めることにし

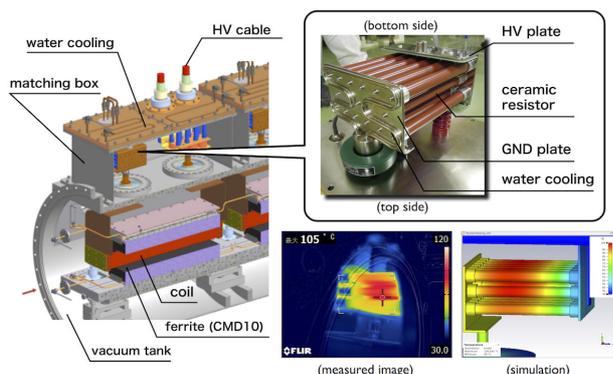


Figure 5: Resistor unit of the injection kicker magnet to match the characteristic impedance. Contour images show the temperature distribution of the resistor unit.

た。式 (2) より、抵抗器の表面積、並列数、熱伝達係数を増やすことで、抵抗器 1 本あたり温度上昇を下げる事ができる。まず、抵抗器の外径を 20 mm から 30 mm へ、内径を 14 mm から 21 mm へ増やすことにした。より大きな寸法も検討したが、抵抗器の径が大きくなると、電極をろう付けする際にアウトガスが大量に発生してろう付けが出来なかったため、この寸法を採用した。また、長さは現状の 170 mm から 200 mm に変更した。より長い抵抗器も検討したが、200 mm よりも長いものは製作時に曲がりが生じてしまう割合が多く、ろう付け工程での歩留まりが悪くなることから、この寸法を採用した。抵抗器の並列数は、現状の 15 本に対し、25 本と 30 本について検討した。同じ条件で両者を比較したところ、温度差が 10 °C 程度であったため、設置スペースの観点から 25 本を採用した。強制冷却機構については、整合ボックスに風速 2 m/s の小型のファンを取り付けて内部に風を送り、抵抗器を冷却する方法で計算を実施した。ここで、風を抵抗器の周囲のみに通過させるために、抵抗器を円形に配置し、その内側と外側にセラミックの円筒シリンダーを配置した。さらに、冷却効率を上げるためのアイデアの一つとして、それぞれの抵抗器の中心に外径 20 mm のセラミック製の円柱 (ロッド) を挿入した。セラミックは空気よりも高い熱伝導率を持ち、絶縁材料でもあるので、抵抗器内面の熱抵抗を下げる事が可能となる。ロッドの材質としては、一般的で安価なアルミナ (熱伝導率 30 W/m·K) と、高価であるが高い熱伝導率を持つ窒化アルミニウム (熱伝導率 200 W/m·K) を比較した。Figure 6 に、CST で作成した新しい抵抗器ユニットのモデルを示す。このモデルを用いて、ロッド材質の違い、ならびに冷却ファンの有無での温度上昇について計算を実施した。Table 1 に計算結果を示す。シミュレーションでは、抵抗器のみの場合 (case #1) に比べ、シリンダーを追加した場合 (case #2) の方が、抵抗器の最高温度が高かった。これは、周囲の空気が対流することによる熱の移動が、#2 の場合は小さく、一部の抵抗器の温度が高くなってしまったことが原因であると考えている。#2 に冷

却ファンを取り付けた場合 (case #3)、風が流れることにより抵抗器が全体的に冷やされ、温度上昇も抑制されていることがわかった。抵抗器内部にセラミックのロッドを挿入すると、温度上昇が抑制されていることが確認できた。特に、窒化アルミニウムのロッドを用いた場合 (case #7)、空冷ファンを用いない自然対流でも、温度上昇  $\Delta T$  が 40 °C 以下になる事がわかった。一方、熱伝導率の低いアルミナを用いた場合、たとえ運転中に冷却ファンが停止しても温度上昇  $\Delta T$  がほぼ 100 °C で運転が可能であることがわかった (case #5)。以上より、新しい抵抗器ユニットの構造として、アルミナのロッドと冷却ファンを用いた構造 (case #6) を採用することにした。

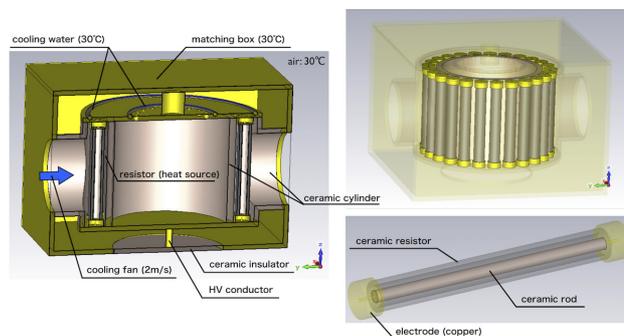


Figure 6: A new design of the resistor unit.

Table 1: Simulation Results

case	rod	fan	cylinder	$\Delta T_{\max}$ [°C]
1	×	×	×	178.1
2	×	×	○	185.9
3	×	○	○	153.2
4	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	×	×	115.7
5	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	×	○	102.5
6	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	○	○	78.8
7	AlN	○	○	39.9

## 5. まとめと今後

J-PARC 主リング入射キッカー電磁石のインピーダンス整合用の抵抗器は、パルス励磁電流とビーム電流により発熱する。繰り返し周期を 1.16sec、粒子数を  $3.34 \times 10^{14}$  個にして、1.3MW のビーム出力を実現した場合、抵抗器の温度は 370 °C 上昇することが、今回の測定より予想された。そのため、抵抗器の表面積と並列数を増加し、空冷ファンによる直接冷却、ならびにセラミックロッドによる間接冷却構造を採用した。3 次元数値シミュレーションにより、抵抗器の温度上昇が 80 °C 以下となることを確認した。現在、外径 30mm の新しい抵抗器を製作中であり、2020 年 4 月から連続通電試験を開始することを目指して準備を進めている。

## 参考文献

- [1] S. Igarashi, “Challenges to Higher Beam Power in J-PARC: Achieved Performance and Future Prospects”, in Proc. IPAC’ 19, Melbourne, Australia, May 2019, pp. 6–11. doi: 10.18429/JACoW-IPAC2019-MOYPLM1
- [2] Y. Sato, “High Power Beam Operation of the J-PARC RCS and MR”, in Proc. IPAC’18, Vancouver, Canada, Apr.-May 2018, pp. 2938–2942. doi:10.18429/JACoW-IPAC2018-THYGBF1
- [3] T. Koseki, “Upgrade Plan of J-PARC MR - Toward 1.3 MW Beam Power”, in Proc. IPAC’18, Vancouver, Canada, Apr.-May 2018, pp. 966–969. doi:10.18429/JACoW-IPAC2018-TUPAK005
- [4] M. Yoshii *et al.*, “Present Status and Future Upgrades of the J-PARC Ring RF Systems”, in Proc. IPAC’18, Vancouver, Canada, Apr.-May 2018, pp. 984–986. doi:10.18429/JACoW-IPAC2018-TUPAK011
- [5] K. Fan *et al.*, “Design and Test of Injection Kicker Magnets for the JPARC Main Ring”, in Proc. IPAC’12, New Orleans, LA, USA, May 2012, paper THPPP004, pp. 3728–3730.
- [6] T. Sugimoto *et al.*, “Performance of Injection Kicker Magnet for the J-PARC Main Ring”, in Proc. PASJ’ 12, Osaka, Japan, Aug. 2012 (in Japanese).
- [7] T. Sugimoto *et al.*, “Upgrade of the Injection Kicker System for J-PARC Main Ring”, in Proc. IPAC’14, Dresden, Germany, Jun. 2014, pp. 526–528. doi:10.18429/JACoW-IPAC2014-MOPME069
- [8] T. Sugimoto *et al.*, “Development of a Non-inductive Ceramic Resistor”, in Proc. IPAC’13, Shanghai, China, May 2013, paper MOPWA004, pp. 669–671.
- [9] Ceramic Magnetics Inc.;  
<http://www.cmi-ferrite.com/Materials/Datasheets/NiZn/CMD10.pdf>
- [10] Computer Simulation Technology;  
<https://www.cst.com/>