



連続鋳造の廃熱を利用した鉄鋼スクラップの予熱過程解析

汪 涛*・川上 正博*²・森 謙一郎*²

Analysis of Steel Scrap Preheating Process by Recovery of Waste Heat in Continuous Casting

Tao WANG, Masahiro KAWAKAMI and Kenichiro MORI

Synopsis : A method for preheating steel scraps using waste heat in a continuous casting process was proposed. Experiment and numerical analysis were carried out to examine the ability of scrap preheating and to determine the factors affecting the rise in scrap temperature. The commercial FEM software ANSYS was used for simulation of temperature distributions in the scrap. The simulated results agreed well to the experimental ones with the emissivities of heat source and samples of 0.85 and 0.65, respectively. The thickness (H_s) of the scrap sample and the distance (D) between the heat source and sample were found to affect the rise in sample temperature largely. The overall heat transfer can be given by the following dimensionless relation:

$$Nu_o = [(5.505D^*H^{*0.75} - 0.403)Ra^{0.18}t^{*-1} - 26.21(D^*H^*)^{1/3} + 9.96] \times (1 + 0.268D^{*-2.19}H^{*-0.73})$$

A higher preheating efficiency is anticipatable to combine the proposed method with the conventional ways of scrap preheat using waste gas.

Key words : heat transfer; radiation; natural convection; steel scrap; preheating; simulation.

1. 緒言

鉄鋼スクラップの予熱は、スクラップ再利用過程の一環として大きな意味を持っており、再熔解時のエネルギー消費を低減できる。スクラップは、一般に製鋼用電気炉から排出される1200°C以上の高温ガスによって予熱されており、200~600°Cの範囲で加熱できることが報告されているが¹⁾、実際には現場操業条件の制限で、200°C以上に加熱することが困難である場合が多い。連続鋳造機から出た鉄鋼鑄片は、凝固応力を解消するため切断機まで移動し、1000°C程度の高い表面温度を持つ鑄片は空冷状態であり、廃熱としてこれらの顕熱が大気中に放出されている。切断機までの水平長さは13~17mであり、鑄片の移送速度は通常1.25~1.5m/minと考えると約10分の時間になり、廃熱は大きい。この廃熱を利用して、スクラップを鑄片と同じ速度で移動させてスクラップを予熱することを考える。連続鑄片の廃熱を利用することによって、電気炉からの高温ガスを使用したばかりよりもスクラップをより高温に予熱することができる。

連続鑄片の廃熱の利用では、大気中に置かれた熱源である鑄片から自然対流および放射によってスクラップへ熱が伝わって、スクラップが加熱されることになる。密閉容器内における自然対流および輻射の連成解析については、1986年からYang²⁾をはじめ多くの報告があり²⁻¹³⁾、著者ら

も前報³⁾において黒鉛坩堝における対流と放射の連成解析を報告している。開放空間における熱対流解析についての報告はまだ少なく、Liuら¹⁴⁾は開放空間内でのケップル、三角ら^{15,16)}は開放空間内の垂直板を対象として自然対流解析を行っていた。しかし、これらの解析はほとんど定常状態であり、さらに開放空間での二物体間の自然対流および放射伝熱の連成解析に関してはほとんど報告されていない。

本研究では、連続鋳造過程中の廃熱を利用して鉄鋼スクラップを予熱する方法を提案する。連続鋳造機から出た鉄鋼鑄片の廃熱によってスクラップを予熱することを考え、その予熱能力を確かめるため、大気中高温物体から低温物体への対流と放射を連成した非定常熱伝達解析を行い、その結果を実験によって検証した。

2. 実験方法

2.1 試料および熱源

熱源と試料は材質S25Cの銅塊であり、その寸法をTable 1に示す。熱源ブロックの側面から中心まで穴をあけ、ネジ付きのプラグをはめ込んだ。熱源の中心に位置するプラグ先端にB型熱電対を溶接し、熱源の中心温度変化を測定した。さらに、熱源および試料の上下表面中心にも熱電対を取り付けた。試料の底面に付けた熱電対は、熱源からの

Table 1. Experiment conditions.

	Wide W (mm)	Length L (mm)	Thickness H (mm)	Temperature (Initial, °C)	Surface	Distance D (mm)
Heat source	320	120	60	1000	Oxidated surface	45 - 125 (12.5 - 125)
Sample	100	60	20 - 40	20	Polished surface Oxidated surface	

強い放射を受けてデータに大きなバラツキを生じるため、試料の上面中心に付けた熱電対の温度データのみを測定データとした。試料表面状態は光沢および酸化表面の二種類に分けられ、光沢試料は研削盤で10 μm平面精度まで加工された表面を持ち、酸化表面試料は表面輻射状態を一定に保つため、炉温800°C窒素雰囲気中で約10分加熱してから大気中で冷却し、表面に薄い酸化皮膜を付けた。熱源ブロックの表面には、加熱を繰り返すため、厚い酸化皮膜を付けた。

2.2 実験装置

実作業現場の環境を模擬して、Fig. 1のような実験装置を作成した。二次元数値解析と合わせるため、熱源ブロックおよび試料の両端をガラスウールおよびアルミナ煉瓦を置いて断熱し、奥行き方向の伝熱を防止した。また、熱源の下部も断熱した。試料をフレームの上のステンレス製のくさりで吊し、くさりへの熱伝導は数値解析では無視した。熱電対で測った起電力は、KEYENCE社製のデータ処理装置NR-250を通してノート型パソコンに読み込まれ、自動的に温度値に換算された。

実験手順として、まず、熱源ブロックを窒素雰囲気中高周波誘導炉で加熱し、実験温度に保持した後、熱源ブロックを炉から取り出し、試料の下に置き、熱源と試料の温度変化を測定した。

実験条件を Table 1 に示す。本研究では、熱源のサイズを一定にして試料の厚さと熱源との距離を変えて実験を行った。実験における熱源との距離は、D=45 mm, 75 mm および 125 mm であるが、解析では距離範囲を 12.5~125 mm まで広げた。熱源の初期温度は1000°Cであり、試料の初期温度は室温であり、本解析では20°Cとした。装置は大気中に置かれたため、開放空間での自然対流として解析を行った。

3. 熱伝達解析

試料と熱源の間の熱伝達は熱放射と熱対流によって同時に行われると考えられる。本研究では、熱対流と熱放射のモデルを有限要素法解析ソフト ANSYS で解き、試料表面で吸収した対流および放射熱流束を計算し、時間ステップごとに連成させた。実験装置は面対称であるため、解析には二次元対称モデルを用いた。

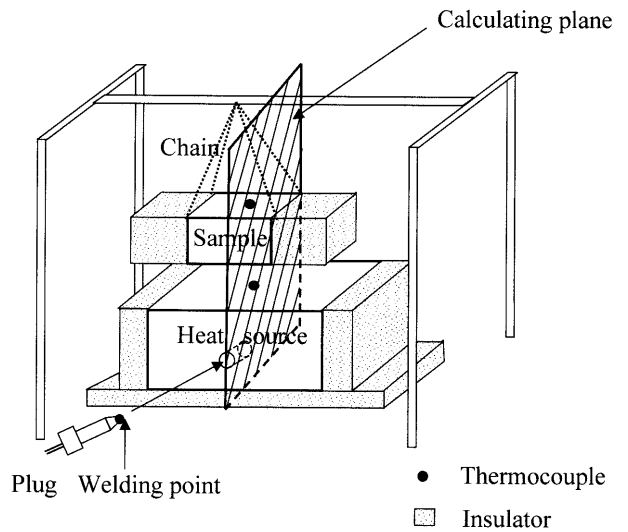
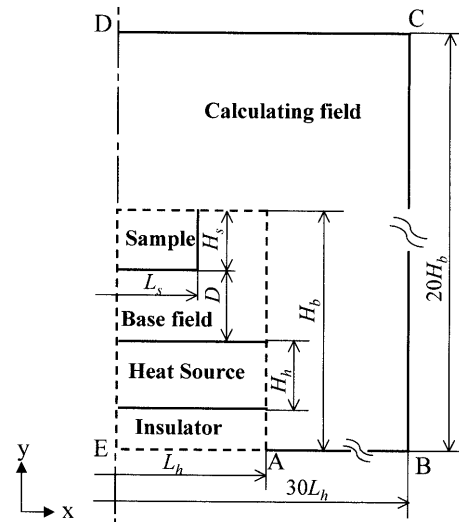


Fig. 1. Experiment apparatus for scrap sample preheating.



Boundary of calculation field (A-B-C-D) $V_x = V_y = 0$
 $T = 20^\circ\text{C}$

Symmetric axis (D-E) $V_x = 0$
 $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$

Fig. 2. Natural convection analysis field and boundary conditions.

3.1 自然対流熱伝達

自然対流熱伝達解析では、連続の式、Navier-Stokes 式およびエネルギー保存式を有限要素法により解き、炉内ガスの速度・温度を計算した。乱流を考慮して、κ-εモデルおよび壁応力モデル^{3,20)}を採用した。前報³⁾で示したように、ガスの乱れが小さくなる時、見かけ粘性係数は分子粘性係数と等しくなり、解析は自動的に層流モデルになる^{3,12)}。

Fig. 2 に解析条件および境界条件を示す。本研究では、

試料と熱源ブロックの最大寸法を基に基本領域 ($H_b \times L_h$) を決め、計算領域は基本領域に一定倍率をかけ、予備解析を行った。その結果、 x 方向に30倍、 y 方向に20倍以上になると、基本流域内のガス温度および速度の分布の変化が極めて小さくなって開放空間中の対流条件に近づくため、計算領域倍率は20×30倍とした。対流計算領域の境界で温度は室温と固定し、速度条件はノンスリップ壁条件とした。対流ガスは空気とし、その熱特性値は前報と同じ日本機械学会のデータ¹⁹⁾を使用した。試料表面境界層内ガスの熱特性値評価は膜温度 T_f を用いるが、これは次式によって求まる。

$$T_f = (T_b + T_s) / 2 \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 T_b はガスバルク温度、 T_s は試料の表面温度である。

3.2 放射熱伝達

放射熱伝達はステファン・ボルツマンの法則を用い、試片表面での放射熱流束を解いた。試料と熱源ブロック間の形態係数は、陰線法で求めた。熱源ブロックと試料は開放空間へ熱を放射するため、基本領域の外に室温に設定した点を設け、そこで熱源ブロックおよび試料表面要素からの放射熱を吸収させた。解析中空気は透明ガス^{3,8)} とし、ガスの放射を無視した。

3.3 境界条件の連成

試片の表面は、ガスの対流と熱源ブロックからの熱放射による熱流束を同時に受けているため、時間ステップ i の場合、試片表面に吸収された全熱流束 $\vec{q}_{o,i}$ は以下のようになる。

$$\vec{q}_{o,i} = \vec{q}_{r,i} + \vec{q}_{c,i} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $\vec{q}_{r,i}$ と $\vec{q}_{c,i}$ は熱放射および対流熱伝達による熱流束であり、それぞれ放射および対流解析によって計算される³⁾。 $\vec{q}_{o,i}$ を用いて、表面における境界条件は次式のように与えられる。

$$q_{oy,i} = -k_s \frac{\partial T_i}{\partial y}, \quad q_{ox,i} = -k_s \frac{\partial T_i}{\partial x} \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 k_s は試料の熱伝導度で、添字 x と y はそれぞれ x と y 方向を表す。連成手順としては、まず、 $q_{c,i} = 0$ として熱源ブロックからの熱放射を解析し、求められた試料の温度を用いて自然対流を解析し、試料表面熱伝達率を求め、 $q_{c,i}$ を計算する。次に、式 (2) によって $q_{o,i}$ を求めて、試料の温度分配を再計算する。この手順を試料の温度が一定になるまで繰り返す。

時間ステップの間隔については、予備解析を行った結果、2秒よりさらに短くしても、計算精度の変化は0.1%以下であるため、本研究では時間間隔を2秒とした。

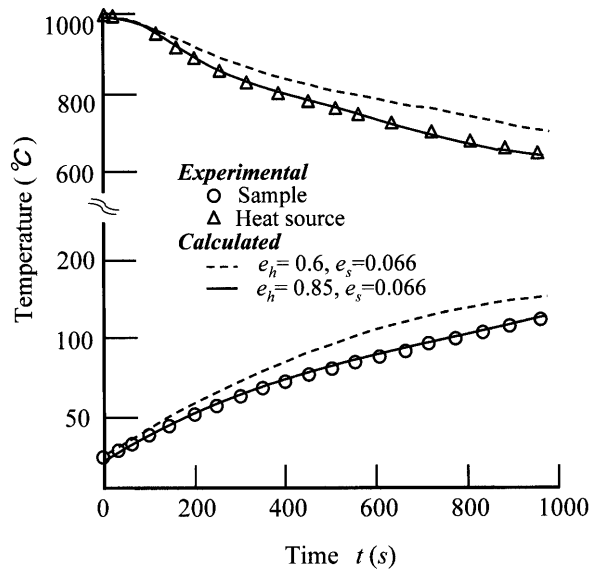


Fig. 3. Decision of heat source surface emissivity. (polished sample, thickness 30 mm, distance 45 mm)

4. 実験および解析結果と考察

4.1 放射率の決定

解析において、空気の熱特性値は日本機械学会のデータ¹⁹⁾を用いた。データの精度は前報³⁾ですでに確認されている。熱源ブロックの表面は厚い酸化皮膜を覆われているため、放射率は0.6~0.9前後であると報告されている²¹⁾。熱源の放射率および伝熱計算精度を確定するため、表面は研削盤で10μm平面精度まで加工された光沢面スクラップ試料を使用し、その表面放射率は0.066とした²¹⁾。対流解析は30L_h×20H_bの領域で密閉容器内の自然対流として行った。熱源ブロック中心および試料上表面中心における実測温度データと、熱源の放射率を変えて行った解析結果をFig. 3に示す。e_hとe_sはそれぞれ熱源および試料の表面放射率を表している。熱源放射率をe_h=0.85と取る時、熱源ブロック中心および試料表面中心における解析結果は実験結果とよく一致した。これによって、熱源放射率ならびに連成解析の精度が保証された。

試料測定点の解析誤差は、計算による温度 T_c と実験による温度 T_e の差として次式により評価した。

$$Error = \frac{\sum_i^n \frac{T_{ei} - T_{ci}}{T_{ei}}}{n} \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 n はデータの数である。本研究では、各実験条件での解析結果の誤差は3%以下であった。

4.2 試料と熱源温度の経時変化

Fig. 4に異なる厚さおよび熱源との距離における酸化表面試料と熱源ブロックの温度変化を示す。酸化表面試料の表面放射率をe_s=0.65とする時、解析結果は実験結果とよ

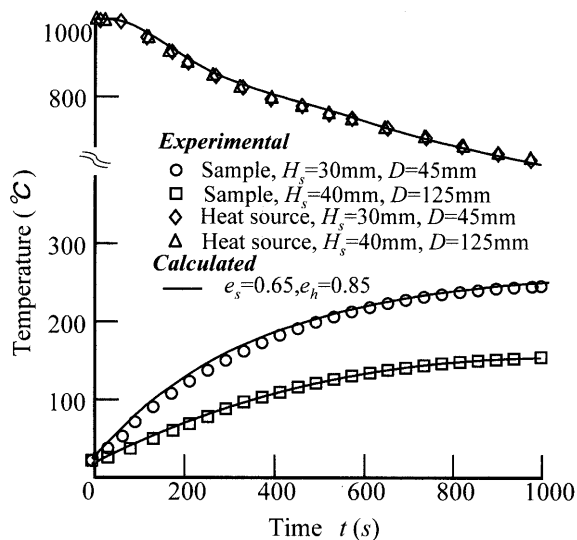


Fig. 4. Temperature variation of heat source and sample at measuring point (oxidated sample).

く一致した。熱源ブロックの温度は時間と共に下がり、 $t=1000\text{ s}$ で約 650°C 近く冷却された。試料の温度は加熱初期で急激に上がり、後はだんだん緩やかに上昇し、厚さ $H_s=30\text{ mm}$ 、熱源との距離 $D=45\text{ mm}$ の場合は加熱時間 $t=1000\text{ s}$ で試料最高 247°C まで加熱されて、 $t=600\text{ s}$ でも 218°C まで昇温した。これにより、提案した方法でスクラップを予熱することができることが証明された。さらに、鑄片によって加熱されたスクラップは従来の方法と同じく、高温ガスに加熱されればもっと高い予熱効率を得られると考えられる。

熱源ブロックは、周りの空気と対流熱交換と同時に開放空間へ熱放射をしており、逆に試料からの熱放射も受けている。Fig. 4 に示したように、試料のサイズと熱源との距離の変化にかかわらず、熱源の温度降下に変化がなかった。これより試料から熱源ブロックへの二次放射熱は極めて小さいと考えられ、解析において二次放射熱は無視した。これは同時に、実際に現場に予熱されるスクラップは連鑄鑄片の降温過程、さらに鑄片の組織形成に影響を及ぼさないことを意味している。

4.3 試料の昇温に影響する因子

熱源との距離が変化すると、試料の放射形態係数および対流条件が変わり、試料の昇温に大きな影響を与えられられる。同じ距離においては、異なる形状および寸法の試料によって予備実験を行った結果、試料の昇温に最も大きな影響を与える因子は試料の厚さであった。そこで、本研究では実験および解析を行い、厚さと熱源との距離による試料昇温への影響を調べた。

Fig. 5 に試料上表面測定点の温度変化の実験および解析結果を示す。実験と解析結果はほぼ一致している。試料の昇温は厚さによって影響を受け、厚さ $H_s=20\text{ mm}$ の場合は $H_s=40\text{ mm}$ の試料より $t=1000\text{ s}$ 後に最大 71°C の温度が高

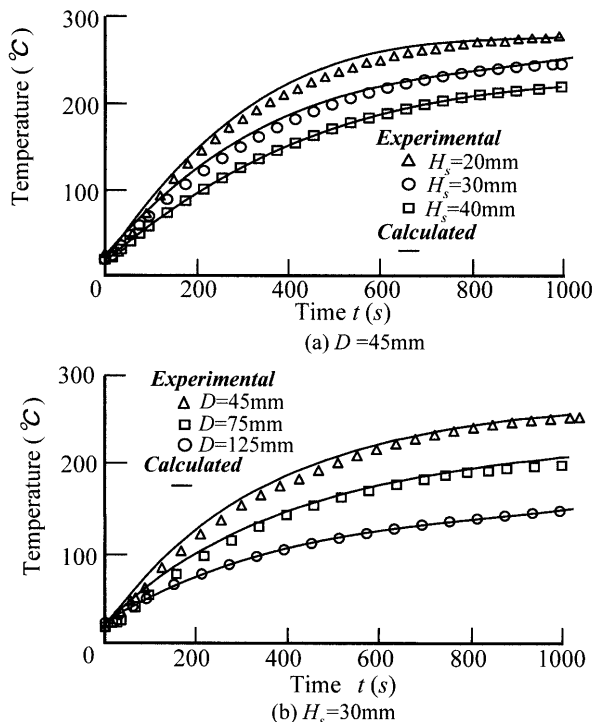


Fig. 5. Temperature variation of sample at measuring point (oxidated sample).

くなった。試料の温度は熱源との距離の増大によって下がり、 $D=125\text{ mm}$ と比べて $D=45\text{ mm}$ の場合は、 $t=1000\text{ s}$ の温度は約 100°C 高かった。しかし、試料は $t=600\text{ s}$ 後、 $H_s=30\text{ mm}$ 、 $D=125\text{ mm}$ の場合でも 124°C まで昇温した。

4.4 試料昇温の評価

試料の自然対流熱伝達に対して、平均みかけ長さ ξ を試料の断面積 A_s と断面周囲長 l_s の比で定義し、無次元数ヌセルト数とレイリー数を以下の式で与えた。

$$\xi = \frac{A_s}{l_s} \dots\dots\dots (5)$$

$$Nu_c = \frac{h_c \xi}{k_a}, \quad h_c = \frac{q_c}{T_b - T_s} \dots\dots\dots (6)$$

$$Ra = \frac{\xi^3 g \Delta \rho}{\rho \nu^2} Pr, \quad \Delta \rho = \rho_b - \rho \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 k_a , ν は空気熱伝導率と粘性係数、 ρ は試料表面境界層内の空気密度、 ρ_b はバルク温度で空気密度、 T_b はガスバルク温度である。 Pr はプラントル数である。 T_s と q_c はそれぞれ試料表面の平均温度と平均対流熱流束で、次式によって求められた。

$$T_s = \frac{1}{l} \sum_i \left(\frac{T_{s,i,1} + T_{s,i,2}}{2} \times l_i \right) \dots\dots\dots (8)$$

$$q_c = \frac{1}{l} \sum_i (q_{c,j} \times l_i) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 l と l_j はそれぞれ試料対流周長と試料表面要素 j の対流面長さである。 $q_{c,j}$ は対流解析によって計算された試料表面要素 j での対流熱流束で、 $T_{j,1}$ と $T_{j,2}$ は表面要素 j の対流面両端の節点温度である。

対流のみあるいは定常の場合には、 Nu_c は Ra と指数関係にあることが示されている^{8,18)}。さらに、Oliveskiら¹³⁾ は、 Nu_c と試料表面とバルクの温度差が関係していると報告した。本研究の場合は試料および熱源の表面温度は非定常であるため、 Nu_c と Ra の関係はより複雑になると考えられる。同じ実験条件に対して、放射形態係数および対流幾何条件は変化しない。また、ガスバルク温度は一定であるため、試料の表面温度が加熱時間の関数であると考えられる。本研究では次式によって加熱時間を無次元化した。

$$t^* = \frac{t-t_0}{t_e-t_0} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 t_0 と t_e は試料加熱開始と終了時間であり、終了時間は1000秒とした。Fig. 6 に本研究の実験条件におけるヌッセルト数とレイリー数および t^* との関係を示す。同じ実験条件に対して Nu_c と Ra は指数関係を持つと共に t^* と逆数の関係も表した。

$$Nu_c = ARa^{0.18}t^{*-1} + B \dots\dots\dots (11)$$

ここで、常数 A と B は、試料の厚さ H_s と熱源との距離 D によって変化する。熱源のサイズの影響を入れて、無次元厚さ H^* と無次元距離 D^* を次式の様に定義した。

$$H^* = \frac{H}{H_h}, \quad D^* = \frac{D}{L_h} \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 L_h, H_h はそれぞれ熱源の長さとは熱源の厚さである。Fig. 6 より、常数 A, B は D^* と H^* 関数であると考えられる。解析結果によって、 A と B はそれぞれ $D^*H^{*0.75}$ と $(D^*H^*)^{1/3}$ に線形関係を持つことが分かり、その結果をFig. 7 に示す。すなわち、次式のようになる。

$$Nu_c = (5.505D^*H^{*0.75} - 0.403)Ra^{0.18}t^{*-1} - 26.21(D^*H^*)^{1/3} + 9.96 \dots\dots\dots (13)$$

試料の表面では自然対流熱のみならず、熱源からの放射熱も同時に受けているため、放射ヌッセルト数は次式^{8,13)} のように定義された。

$$Nu_r = \frac{h_r \xi}{k_a}, \quad h_r = \frac{q_r}{T_b - T_s} \dots\dots\dots (14)$$

$$q_r = \frac{1}{l} \sum_i (q_{r,j} \times l_j) \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 $q_{r,j}$ は放射解析によって計算された試料表面要素 j

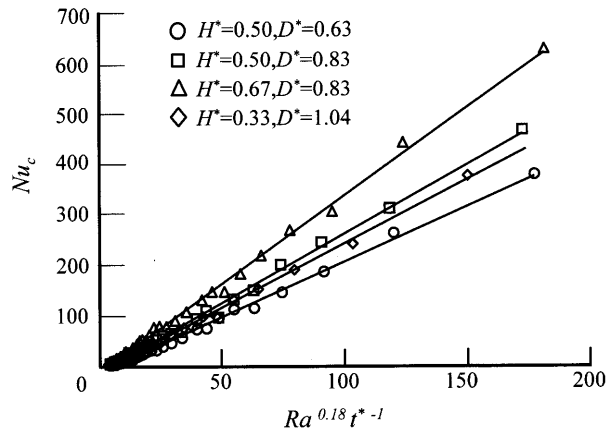


Fig. 6. Relationship between Nu_c , Ra and dimensionless time t^* .

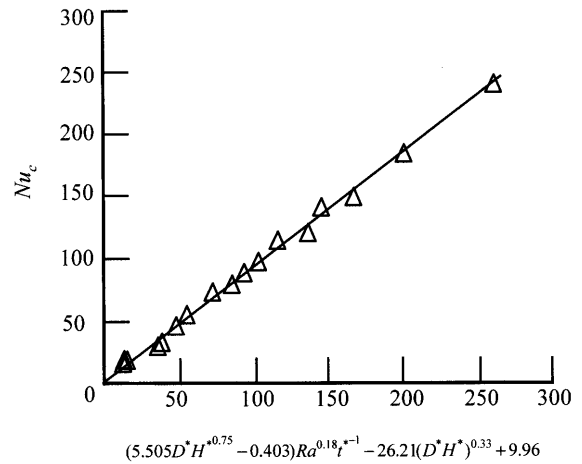


Fig. 7. Convection Nusselt number of sample surface.

での放射熱流束である。総合ヌッセルト数 Nu_o は対流および放射のヌッセルト数の和で定義された⁷⁾。

$$Nu_o = \frac{h_o \xi}{k_a} = Nu_c + Nu_r \dots\dots\dots (16)$$

式(6)と(14)を代入すると次式になる。

$$Nu_o = Nu_c \left(1 + \frac{q_r}{q_c} \right) \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 h_o は総合熱伝達率である。

本研究の解析は非定常であるため、 q_r/q_c の値は時間によって変化すると考慮し、各実験条件における q_r/q_c の値を解析データから直接求め、加熱時間に対する変化をFig. 8 にプロットした。縦軸は q_r/q_c の値であり、横軸は加熱時間である。 q_r/q_c の値は、時間の変化にかかわらずほとんどの試料において平均値を中心にして変動している。そこで、本研究では q_r/q_c と時間の関係を無視し、その平均値を用いた。Table 2 に各実験条件におけるこの平均値を示す。 q_r/q_c は D^* と H^* の増大によって小さくなり、実験条件によって大きく変化している。たとえば、 $H^*=0.33$,

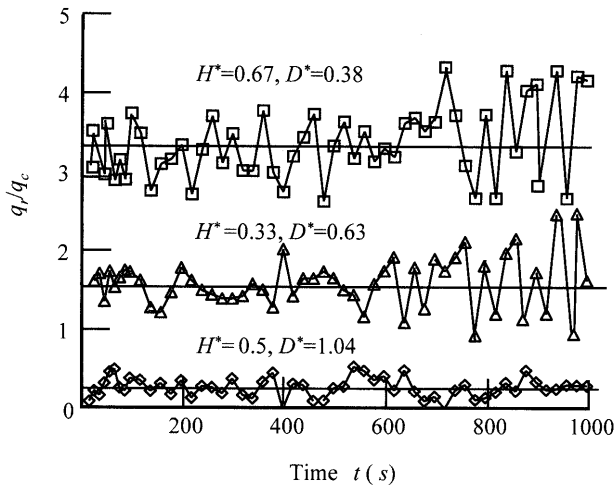


Fig. 8. Variation of q_r/q_c value with time.

Table 2. Average q_r/q_c value with different samples.

H^*	D^*	q_r/q_c	H^*	D^*	q_r/q_c	H^*	D^*	q_r/q_c
0.33	0.29	9.063	0.5	0.29	6.241	0.67	0.29	5.031
	0.38	4.772		0.38	3.677		0.38	3.378
	0.63	1.735		0.63	1.226		0.83	0.641
	0.83	0.925		0.83	0.867		1.04	0.290
	1.04	0.416		1.04	0.366			

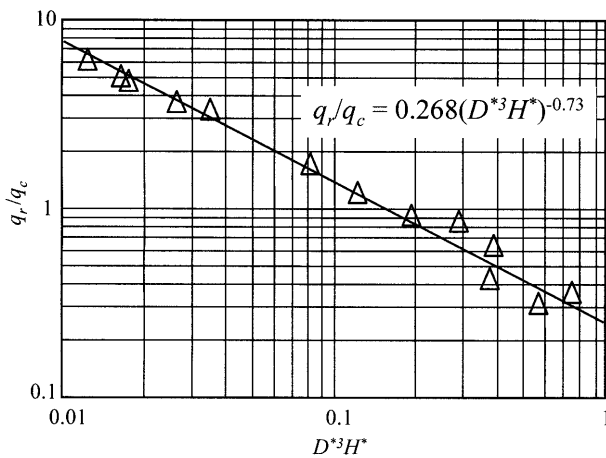


Fig. 9. Relationship between q_r/q_c and D^*, H^* .

$D^*=0.29$ 場合の 9.063 より, $H^*=0.27, D^*=1.04$ の場合 0.29 と, 30 倍近く変動した。Fig. 9 に q_r/q_c の値と D^*, H^* の関係を示した。 q_r/q_c の値は D^*H^* と指数関係にある。すなわち, 次式で表される。

$$\frac{q_r}{q_c} = 0.268(D^*H^*)^{-0.73} = 0.268D^{*-2.19}H^{*-0.73} \dots\dots\dots(18)$$

これは試料表面で吸収した放射熱および対流熱の割合が厚さの変化より熱源との距離の変化の方に大きく影響されることを意味する。

式 (18) と (13) を式 (16) に代入すると, 総合ヌッセルト数は次式で表される。

$$Nu_o = [(5.505D^*H^{*0.75} - 0.403)Ra^{0.18}t^{*-1} - 26.21(D^*H^*)^{1/3} + 9.96] \times (1 + 0.268D^{*-2.19}H^{*-0.73}) \dots\dots\dots(19)$$

本実験でのレイリー数は $10^2 \sim 10^4$ 範囲内である。式 (19) は本実験のような幾何学的条件下での自然対流および放射総合伝熱による熱伝達係数を与えらる。

5. 結言

連続鑄造過程中の廃熱を利用して鉄鋼スクラップを予熱する方法を提案して, 検証実験および数値解析を行った結果, 加熱時間 1000 s で試料は 280~210°C まで, 600 s でも 250~124°C まで加熱された。この方法で加熱されたスクラップはさらに従来通りの高温ガスによって予熱すればもっと高い予熱効率を達成できると考えられる。

熱源ブロックと酸化表面試料の熱放射率をそれぞれ $e_h=0.85$ と $e_s=0.65$ に取る時, 開放空間での自然対流および放射熱伝達を連成した非定常解析の結果と実験データはよく一致した。実験および解析結果によって対流ヌッセルト数はレイリー数と指数関係を持つと共に無次元加熱時間 t^* と逆数関係を持ち, これらの関係は試料の厚さおよび熱源との距離によって変化する。

$$Nu_c = (5.505D^*H^{*0.75} - 0.403)Ra^{0.18}t^{*-1} - 26.21(D^*H^*)^{1/3} + 9.96$$

解析結果によって, 試料表面で吸収した放射および対流による非定常平均熱流束の比は加熱時間によってあまり変化せず, その平均値は D^*H^* と指数関係を示している。したがって, 本研究における総合ヌッセルト数は以下の式で決められる。

$$Nu_o = [(5.505D^*H^{*0.75} - 0.403)Ra^{0.18}t^{*-1} - 26.21(D^*H^*)^{1/3} + 9.96] \times (1 + 0.268D^{*-2.19}H^{*-0.73})$$

この関係によって本実験のような幾何学的条件下での自然対流および放射の総合伝熱による熱伝達係数を見積もることが可能であると考えられる。

文 献

- 1) 平成 10 年度調査報告書, NEDO-GET-7871, 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 東京, (1998), 35.
- 2) K.T.Yang: Proc. 8th Int. Heat Transfer Conf., Vol. 1, Hemisphere Publishing Co., New York, (1986), 131.
- 3) T.Wang, M.Kawakami and K.Mori: *Tetsu-to-Hagané*, **88** (2002), 831.
- 4) W.M.Yan and H.Y.Li: *Heat Mass Transfer*, **44** (2001), 1401.
- 5) E.Yu and Y.K.Joshi: *J. Heat Transfer*, **121** (1999), 1002.
- 6) M.A.Hossain, M.Kutubuddin and I.Pop: *Heat Mass Transfer*, **35** (1999), 307.
- 7) Y.Liu, N.Phan-Thien, R.Kemp and X-L.Lou: *Comput. Mech.*, **20** (1997), 359.
- 8) X.Chen and U.Müller: *Int. J. Heat Mass Transfer*, **41** (1998), 1682.
- 9) L.Zhang and F.Eters: *Steel Res.*, **70** (1999), 296.
- 10) L.C.Brabie, K.Mori, T.Wang and M.Kawakami: *ISIJ Int.*, **40** (2000),

- 115.
- 11) Z.H.Zhong, K.T.Yang and R.Lloyd: *J. Heat Transfer*, **105** (1983), 89.
 - 12) T.Fusegi and B.Farouk: *Num. Heat Transfer A*, **15** (1989), 303.
 - 13) R.D. Césaró Oliveski, A.Krenzinger and H.A.Vielmo: *Int. J. Heat Mass Transfer*, **46** (2003), 2015.
 - 14) Y.Liu, N.Phan-Thien, R.Kemp and X-L.Luo: *Comput. Mech.*, **22** (1998), 326.
 - 15) T.Misumi, M.Kamachi and K.Kitamura: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **68** (2002), 274.
 - 16) T.Misumi, M.Kamachi and K.Kitamura: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **68** (2002), 282.
 - 17) X.Zhang, R.Takahashi, H.Nogami and J.Yagi: *ISIJ Int.*, **42** (2002), 236.
 - 18) A.Bejan: *Convective Heat Transfer*, John Wiley & Sons Inc., New York, (1984), 160.
 - 19) 流体の熱物性値集, 日本機械学会, 東京, (1983), 30.
 - 20) B.E.Lauder and D.B.Spalding: *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, **3** (1974), 269.
 - 21) A.J.Chapman: *Fundamentals of Heat Transfer*, Macmillan Publishing Co., New York, (1984), 722.