

## 論 文

高温鋼材水スプレー冷却時の表面温度400~800°C  
間での熱伝達率

三 塚 正 志\*

Heat Transfer Coefficients in the Surface Temperature Range of  
400 to 800°C during Water-spray Cooling of Hot Steel Product

Masashi MITSUTSUKA

## Synopsis :

Heat transfer coefficients ( $\alpha$ ) of water-spray cooling in the region of steel surface temperature ( $\theta_s$ ) 400 to 800°C are numerically expressed as a function of  $\theta_s$  and impinged water flux ( $W$ ), by using published water-spray cooling data (7 papers, 112 data) measured with scale-coated steel specimens by many researchers. In the region of  $\theta_s$ : 400 to 800°C and  $W$ : 10 to 2 000 l/m<sup>2</sup> · min,  $\alpha_w$  is represented by the following equation,

$$\alpha_w = 2.292 \times 10^8 \cdot W^{0.616} \theta_s^{2.445}$$

where  $\alpha_w$  is value of  $\alpha$  without radiation heat transfer, [ $\alpha_w$ ] being kcal/m<sup>2</sup> · h · °C.

In addition, are discussed features of exponents of  $W$  and  $\theta_s$ , comparison of the above equation with other researchers' one,  $\alpha$  in the film boiling region, and  $\alpha$  calculation methods for  $\theta_s$  between 125°C and about 1 200°C.

## 1. 結 言

鉄鋼の製造に際し、連続鋳造、熱間圧延、熱処理などの工程では、700~1 000°Cの赤熱鋼材を水スプレー冷却（微小水滴群噴射）することが多い。上記高温鋼材を常温（100°C以下）まで連続水冷する場合、膜沸騰、遷移沸騰、核沸騰および非沸騰の各現象が関与するため、この冷却過程の熱伝達現象は複雑である。

高温鋼材を水スプレー冷却時の水と鋼材間熱伝達率の測定結果は多数報告されている<sup>1)~16)</sup>。非沸騰域、核沸騰域および膜沸騰域の熱伝達率は、定常状態と非定常状態の二つの方法で測定されている。遷移沸騰域の熱伝達率を定常状態で測定することも試みられているが<sup>7)~9)</sup>、実用できる結果はまだ得られていない。したがって、現状では非定常状態で測定された結果を使用せざるを得ない。

鋼材の製造に際しては、700~1 000°Cの鋼材を強制水冷する工程が多いため、遷移沸騰は重要な役割を担っているが、その現象解明の研究や熱伝達率定量化の研究は少ない。それゆえ、著者は、実用上の必要性の高い表面温度400~800°C間（この領域は主に遷移沸騰域である）の熱伝達率の定量化を試みた。定量化の方法として

は、すでに報告されている各研究者<sup>1)~6)13)16)</sup>の測定結果を用い、鋼材表面温度（400~800°C）と水スプレーの噴射水流密度（10~2 000 l/m<sup>2</sup> · min）が熱伝達率に及ぼす効果を定量化した。また、表面温度125~約1 200°C間のスプレー冷却の熱伝達率についても検討した。なお、本報告では、便宜上表面温度400~800°Cの領域を“中温域”と呼ぶことにする。

## 2. 熱伝達率の解析

## 2.1 解析方法

## 2.1.1 解析に用いた文献

水スプレー冷却に関する文献は多いが<sup>1)~16)</sup>、今回の解析には次の条件、すなわち、

- ①冷媒：水スプレー（加圧微粒化されたもの）
- ②被冷却体：鋼（ステンレス鋼、耐熱鋼を含む）
- ③被冷却体表面温度：400~800°C
- ④解析に必要な条件が明記されていること

を満足する文献を用いた（Table 1 参照）。

水スプレー冷却の熱伝達には、冷媒側条件（冷媒の衝突状態、噴射量、温度など）と被冷却体側条件（試料の寸法、配置、表面性状など）が大きく影響するが、今回の解析には、上記条件①~③を満たす測定値を採用し

昭和 53 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 4 月 30 日受付 (Received Apr. 30, 1982)

\* 新日本製鉄(株)生産技術研究所 工博 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yawatahigashi-ku Kitakyushu 805)

Table 1. Test conditions of each researcher's investigations which were used for this work.

Heat transfer state	Researchers	Published date	Specimen conditions			Water flux (l/m <sup>2</sup> ·min)	Symbol
			Material	Size (mm)	Heated temp. (°C)		
Steady	Junk <sup>14)</sup>	1972	Heat-resisting	2.5×83×(100 to 250)	800 to 1,300	Unknown	
	Müller et al <sup>15)</sup>	1973	Steel	(6 to 10)×(20 to 60)×L	800 to 1,200	18.6 to 546	
Unsteady	Mitsutsuka <sup>1)</sup>	1968	Carbon steel	28×220×220	Max. 930	5 to 2,000	○
	Mizikar <sup>13)</sup>	1970	18Cr-8Ni steel	16×127×127	Max. 1,094	163 to 1,140	△
	Mitsutsuka et al <sup>2)</sup>	1974	Carbon steel	(22 to 51)×550×1,000	Max. 630	5 to 100	●
	Hoogendoorn et al <sup>16)</sup>	1975	18Cr-8Ni steel	25×185φ	Max. 1,000	36 to 1,500	▲
	Sasaki et al <sup>3)</sup>	1975	18Cr-8Ni steel	30×300×300	Max. 1,200	100 to 2,500	
	Kamio et al <sup>4)</sup>	1977	Steel	40×60×130	Max. 1,100	51 to 1,130	◇
	Amano et al <sup>5)</sup>	1978	Steel	20×?×?	Max. 900	600	■
	Ohtomo et al <sup>6)</sup>	1981	Steel	3 to 10×?×?	Max. 800	1,000 to 30,000	□

た。

試料の表面性状は、熱伝達に対し重要な要因だが、その定量化がむずかしいため、表面性状が熱伝達に及ぼす効果を定量的に測定した研究は少ない。2) 以外の文献の試料加熱温度は 800°C 以上だから、試料表面にはスケールが付着しているものと考えられる。文献 2) も炭素鋼試料を大気中で 630°C に加熱しているから、試料表面にはスケールが付着していた。それゆえ、この解析の熱伝達率は、スケールの付着した鋼材を水スプレー冷却する時の値である、とみなすことができる。

各文献の水温の範囲は 15~40°C であり、その平均値は約 30°C である。試料の多くは水平に配置されている。また、スプレーの中央部は伝熱面に垂直に衝突している。

### 2.1.2 数式化の方法

各研究者が報告している熱伝達率には、放射熱伝達分を含むものと含まないものが混在しているから、水冷分の熱伝達率  $\alpha_w$  と放射分の熱伝達率  $\alpha_r$  を分離して解析した。放射分も含まれている熱伝達率  $\alpha_{total}$  の場合には、(1)式

$$\alpha_w = \alpha_{total} - \alpha_r \quad \dots\dots\dots (1)$$

を用いて  $\alpha_r$  を除いた。なお、 $\alpha_r$  の計算には(2)式を用いた。

$$\alpha_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_h^2 + T_1^2) \cdot (T_h + T_1) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$\varepsilon$  : 放射率 (0.8 を使用)

$\sigma$  : ステファン・ボルツマン定数

$T_h$  : 試料表面温度 (K)

$T_1$  : 水温 (K)

中温域の水冷分の熱伝達率  $\alpha_w$  の数式化手順は、次のとおりである。

手順① : 各文献のグラフまたは実験式から、各噴射水流密度  $W$  ごとに、試料表面温度  $\theta_s$  : 400, 500, ...800°C に対応する  $\alpha_w$  を求める。

手順② : おのおのの  $\theta_s$  のもとで、(3)式を数式化する。

$$\alpha_w = f_1(W) \quad \dots\dots\dots (3)$$

手順③ :  $W$  をある範囲ごとに区分し (10~25, 25~75, ...1 500~2 000 l/m<sup>2</sup>·min), 各範囲ごとに(4)式を数式化する。

$$\alpha_w = f_2(\theta_s) \quad \dots\dots\dots (4)$$

手順④ : (3)式と(4)式の関係を用い、全データを用いて、(5)式を数式化する。

$$\alpha_w = f_3(W, \theta_s) \quad \dots\dots\dots (5)$$

## 2.2 解析結果

### 2.2.1 $\alpha_w = f(W)$ の数式化

$\alpha_w$  は  $\theta_s$  に強く影響されるから、 $\theta_s$  を一定にして、 $W$  が  $\alpha_w$  に及ぼす効果を調べた (Fig. 1 参照)。 (3)式を(6)式のように置き、各  $\theta_s$  ごとに  $W$  の指数  $n$  の値

$$\alpha_w \propto W^n \quad \dots\dots\dots (6)$$

を求めた (Fig. 2 参照)。 Fig. 1(1) と (2) によると、 $\theta_s$  : 400~500°C の場合、 $n$  の値は、 $W$  : 約 200 l/m<sup>2</sup>·min を境にして、二つのグループに分れる (詳細後述)。しかし、今回の解析では、 $\theta_s$  の全範囲にわたり、 $n$  の代表値として平均値 0.63 を採用した。

### 2.2.2 $\alpha_w = f(\theta_s)$ の数式化

$\alpha_w$  は  $W$  に強く影響されるから、(4)式を(7)式のよ

$$\alpha_w \propto \theta_s^{-m} \quad \dots\dots\dots (7)$$

うに置き、 $W$  : 10~2 000 l/m<sup>2</sup>·min を 7 区間に区切り (境界値 : 25, 75, 150, 350, 750, 1 500), 各範囲ごとに  $m$  の値を求めた (Fig. 3 および 4 参照)。これらの図が

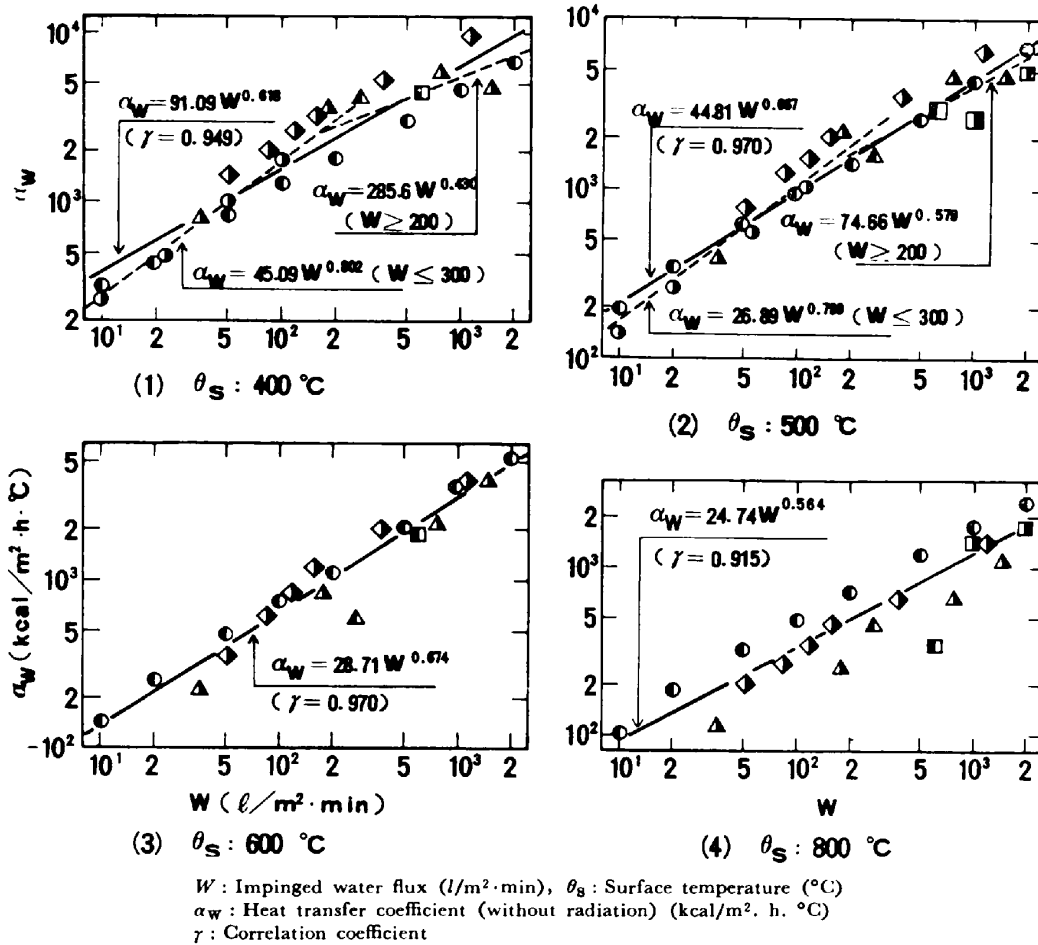


Fig. 1. Effect of  $W$  on  $\alpha_w$  during water spray cooling.

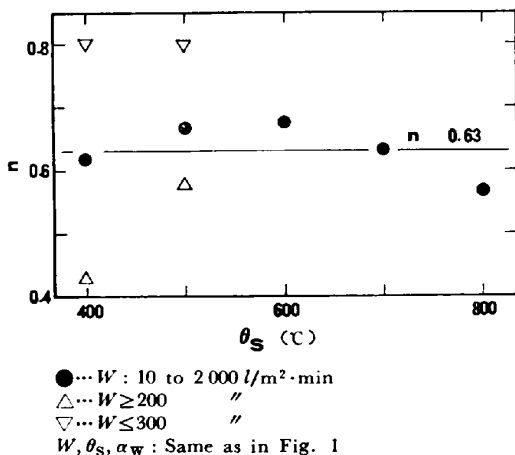


Fig. 2. Effect of  $\theta_s$  and  $W$  on exponent value ( $n$ ) of  $W$  in equation " $\alpha_w \propto W^n$ ".

ら、(i)  $\alpha_w$  は  $\theta_s$  の上昇につれて単調に減少すること、(ii) 同一  $\theta_s$  に対する  $\alpha_w$  の値は各研究者間で大きくばらついていること、(iii)  $m$  の値は、 $W : 25 \sim 1500$  の範囲内では  $2.4 \sim 2.9$  であること、(iv) 低水量域 ( $W < 25$ ) と高水量域 ( $W > 1500$ ) の  $m$  の値は小さいこと、がわかる。(ii) については、各研究者の  $W$  の値が

相違していることもばらつきの原因の一つである。 $m$  の値を一定にして(7)式を数式化することには問題が残るけれども、数式を簡略化するため、 $W$  の全範囲にわたり  $m$  の代表値として  $W : 25 \sim 1500$  間の平均値に近い  $2.5$  を採用した。

2.2.3  $\alpha_w = f(W, \theta_s)$  の数式化

$W$  と  $\theta_s$  が同時に  $\alpha_w$  に及ぼす影響の数式化に際しては、(6)式の  $n$  の値と(7)式の  $m$  の値を導入し、(5)式を

$$\alpha_w = C \cdot (W^{0.63} / \theta_s^{2.5})^l \dots\dots\dots (8)$$

(8)式のように置き、 $l$  と  $C$  の値を求めた。すべてのデータを用いて(8)式の関係をも最小自乗法で求めると Fig. 5 が得られ、 $C = 2.292 \times 10^8$ 、 $l = 0.978$  が得られる。したがって、(8)式は

$$\alpha_{wt} = 2.292 \times 10^8 \cdot W^{0.616} / \theta_s^{2.445} \dots\dots\dots (9)$$

- $[\alpha_{wt}]$ :  $\text{kcal}/m^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$
- $[W]$ :  $l/m^2 \cdot \text{min}$  (適用範囲:  $10 \sim 2000$ )
- $[\theta_s]$ :  $^\circ\text{C}$  (適用範囲:  $400 \sim 800$ )

(9)式のように書き表され、この式の相関係数は  $0.958$  である。なお、解析に用いた  $\alpha_w$  (実測値) と(9)式から得られる  $\alpha_w$  (計算値) との対応関係を Fig. 6 に示す。

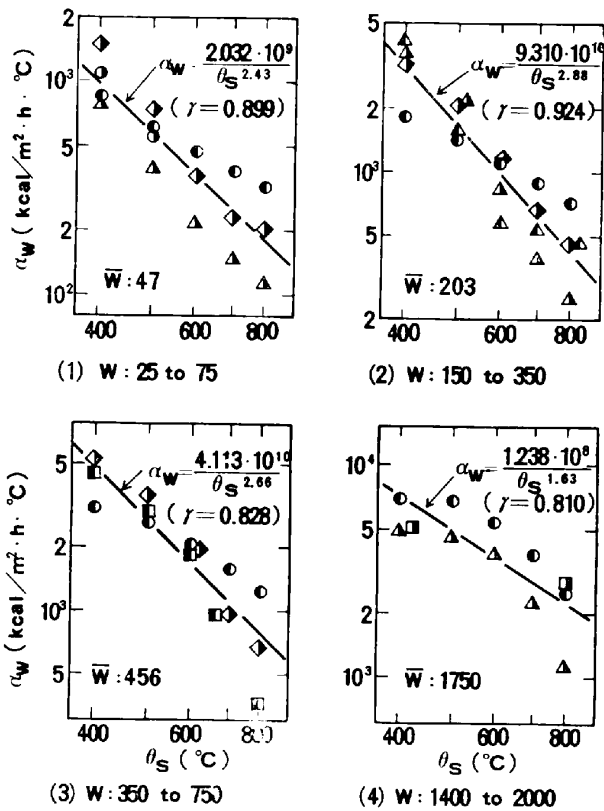


Fig. 3. Effect of  $\theta_s$  on  $\alpha_w$  during water spray cooling.  $W, \theta_s, \alpha_w, \gamma$ : Same as in Fig. 1,  $\bar{W}$ : Average of  $W$

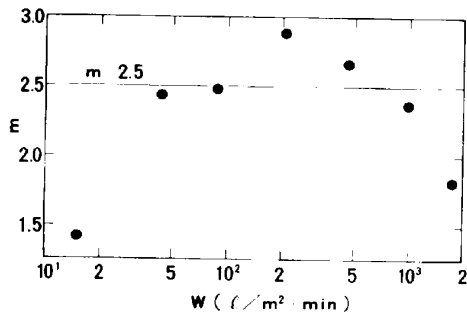


Fig. 4. Effect of  $\theta_s$  and  $W$  on exponent value ( $m$ ) of  $\theta_s$  in equation " $\alpha_w \propto \theta_s^{-m}$ ".  $W, \theta_s, \alpha_w$ : Same as in Fig. 1

### 3. 考 察

#### 3.1 噴射水量と熱伝達との関係

大中ら<sup>12)</sup>が報告しているように、(6)式の $W$ の指数 $n$ は $W$ にも影響されるはずである。たとえば、 $W \rightarrow 0$ の場合、試料表面はほぼ乾いた状態になっているから、噴射された水滴はすべて熱伝達に関与するが、 $W \rightarrow \infty$ の場合、試料表面は厚い水膜でおおわれているから、噴射された水滴の熱伝達への関与度合は、前者より小さいはずである。

Fig. 1(1) および(2)によると、 $\theta_s$ : 400~500°C の

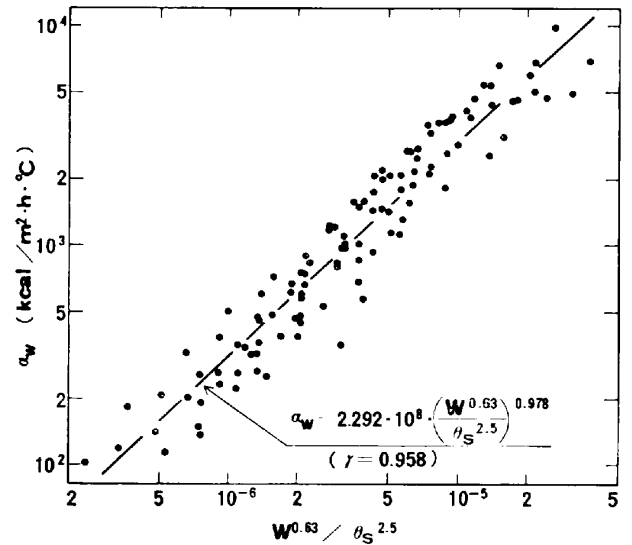


Fig. 5. Relation among  $W, \theta_s$  and  $\alpha_w$  during water spray cooling.  $W, \theta_s, \alpha_w, \gamma$ : Same as in Fig. 1

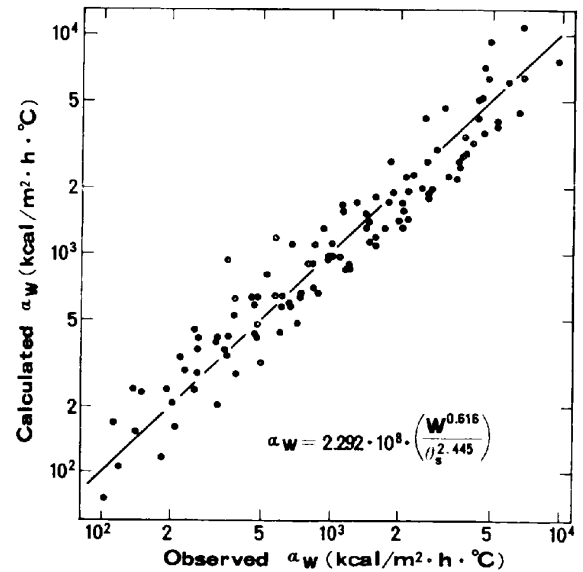


Fig. 6. Comparison of calculated  $\alpha_w$  by Eq. (9) with observed one.  $W, \theta_s, \alpha_w$ : Same as in Fig. 1

領域では、 $W$ : 約 200  $l/m^2 \cdot min$  を境にして $n$ の値を図中の破線のように変えるべきであろう。Fig. 1(3)~(4)および Fig. 2 によると、 $\theta_s >$  約 600°C の領域では、 $n$ の値は $W$ の影響をほとんど受けないようである。一方、定常状態で測定された MÜLLER ら<sup>15)</sup>の結果によると、 $W$ : 19 ~ 546  $l/m^2 \cdot min$  かつ  $\theta_s >$  約 800°C の範囲内では、 $n$ の値は一定 (=1.0) である((11)式参照)。また、日本鉄鋼協会熱経済技術部会<sup>17)</sup>が、文献 1, 13, 15, および 16 を用いて統計的に解析した(10)式によると、 $W$ : 5 ~ 2000  $l/m^2 \cdot min$  かつ  $\theta_s >$  500°C の範囲内では、 $n$ の値は一定 (=0.793) である。

以上の事実から、中温域の  $n$  は、 $W$  と  $\theta_s$  換言すれば沸騰形態にも影響されるものと考えられるが、実用上は  $0.6 \sim 0.8$  と考えられる。したがって、この解析では、数式簡略化のため、 $W$  および  $\theta_s$  の全範囲にわたって、 $n$  の値を一定として、 $W$  と  $\alpha_w$  との関係を数式化した。

3.2 表面温度と熱伝達との関係

水スプレー冷却の遷移沸騰域の  $\alpha_w$  が  $\theta_s$  の上昇につれて減少する現象は、すでに武山<sup>7)</sup> や戸田<sup>8)</sup> の定常状態での実験によつて明らかにされ、戸田<sup>9)</sup> によつて詳細に解析されている。

Fig. 3 によると、非定常状態で測定された  $\alpha_w$  は、 $\theta_s$  :  $400 \sim 800^\circ\text{C}$  の範囲内では、 $\theta_s$  の上昇につれて単調に減少している。これに対し、武山<sup>7)</sup> の結果では、放射分も含む熱伝達率は、 $\theta_s$  :  $600 \sim 700^\circ\text{C}$  で最小となり、それより高温側では  $\theta_s$  の上昇につれて漸増している。熱伝達現象としては、後者がより真実に近く、前者には測定誤差が含まれているものと考えられる (3.4 節参照)。

Fig. 4 によると、 $W$  :  $10 \sim 2000 \text{ l/m}^2 \cdot \text{min}$  かつ  $\theta_s$  :  $400 \sim 800^\circ\text{C}$  の範囲内の  $\theta_s$  の指数  $m$  の値は、 $W$  に影響されている。各研究者の結果を詳細に調べると、同一条件の実験で得られた  $m$  は、 $W$  が小さい領域では  $\theta_s$  の上昇につれて減少し、これに対し  $W$  が大きい領域では  $\theta_s$  の下降につれて減少する。この現象は、遷移沸騰域が  $W$  の減少につれて低温側へ、 $W$  の増大につれて高温側に移行することを示している。換言すれば、遷移沸騰域の表面温度範囲は、 $W$  に影響されるわけである。

以上のように、中温域 ( $\theta_s$  :  $400 \sim 800^\circ\text{C}$ ) の  $\theta_s$  の指数  $m$  の値は、 $W$  に影響されるが、実用上は  $2 \sim 3$  とみなしてよい。したがって、本解析では、数式を簡略化するため、 $m$  の値を一定にして、 $\theta_s$  と  $\alpha_w$  の関係を数式化した。

3.3  $\alpha_w = f(W, \theta_s)$  の検討

文献 17) の (10) 式および今回の (9) 式から算出される  $\alpha_w = 107.2 \cdot W^{0.793} \cdot 10^{-0.00154 \cdot \theta_s} \dots \dots \dots (10)$

$[\alpha_w]$  :  $\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$  (水冷分の熱伝達率)

$[W]$  :  $\text{l/m}^2 \cdot \text{min}$  (適用範囲 :  $5 \sim 2000$ )

$[\theta_s]$  :  $^\circ\text{C}$  (適用範囲 :  $> 500$ )

る水冷分の熱伝達率  $\alpha_w$  の値を比較し、Fig. 7 に示す。この図によると、両式から算出される  $\alpha_w$  は、中水量域ではよく一致するが、小水量域および大水量域では相違している。(9) 式の解析には 7 論文 112 個のデータが、(10) 式には 4 論文のデータが用いられ、後者の文献はすべて前者にも含まれている。したがって、両式の差異は、(i) 解析に用いた文献の違い、(ii) (4) 式の数式

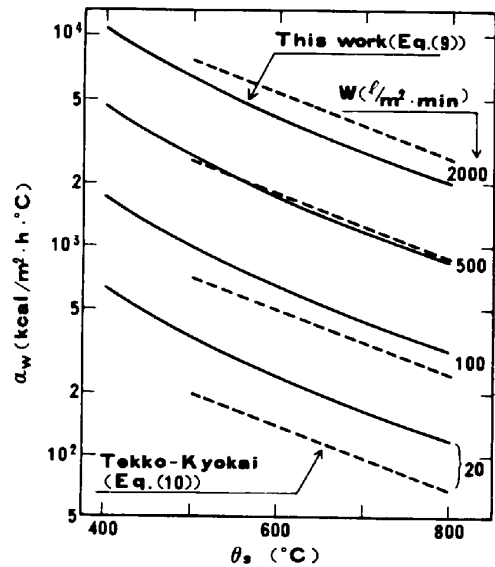


Fig. 7. Comparison of  $\alpha_w$  calculated by Eq. (9) and Eq. (10).  
 $W, \theta_s, \alpha_w$  : Same as in Fig. 1

化の違い、および (iii)  $W$  と  $\theta_s$  の範囲の違いによるものと考えられる。

今回の解析に際し、著者は、 $\alpha_w$  へ強く影響する  $W$  と  $\theta_s$  のみを要因としたが、他の要因たとえば冷媒側：水滴の質量・衝突速度・温度、被冷却体側：試料の酸化度合・粗さ・配置なども要因として (9) 式は数式化されるべきである。上記要因のうち水温は  $\alpha_w$  に強く影響するが、今回用いた文献の水温の範囲が狭いため、水温と  $\alpha_w$  の関係を定量化することはできなかった。

3.4 膜沸騰域の熱伝達率

(9) 式によると、水スプレー冷却の中温域における  $\alpha_w$  は、 $W$  :  $10 \sim 2000$  の範囲内では、 $\theta_s$  の上昇につれて単調に減少することになる。しかし、武山<sup>7)</sup> の定常状態での実験によると、 $\alpha_w$  (著者が放射分を除いたもの) は、 $\theta_s$  の上昇につれて、遷移沸騰域では単調かつ急激に減少するが、膜沸騰域では単調に漸増している。

定常状態または非定常状態で測定された高温域 ( $\theta_s >$  約  $800^\circ\text{C}$ ) の  $\alpha_w$  を Fig. 8 に示す (試料は 18Cr-8Ni 鋼または耐熱鋼)。JUNK<sup>14)</sup> の  $\alpha_w$  は、水温  $30^\circ\text{C}$  という仮定のもとで熱流束と  $\theta_s$  を用い著者によつて算出されたものである。この図によると、定常状態で測定された  $\alpha_w$  は、 $\theta_s$  の影響をほとんど受けないが、非定常状態のそれは、 $\theta_s$  の上昇につれて単調に減少している。著者はこの現象の理由を説明できない。しかし、定常状態の測定精度は非定常状態のそれより高いと考えられるから、高温域の  $\alpha_w$  は、 $\theta_s$  にほとんど影響されないものと考えられる。

上記の現象を是認すれば、(9) 式の  $\alpha_w$  は、 $\theta_s$  の上

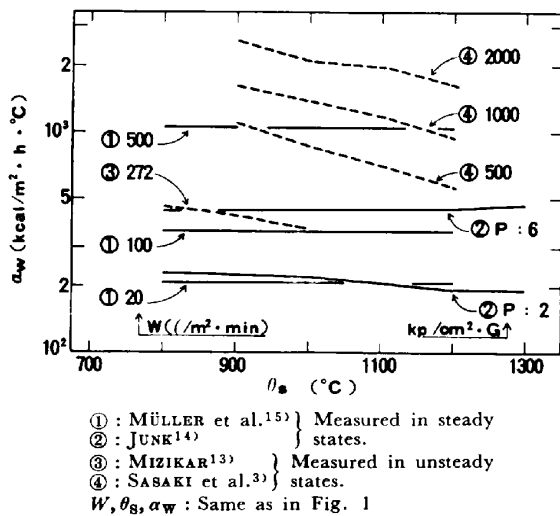
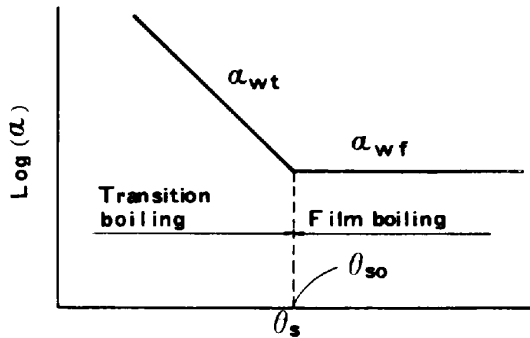


Fig. 8. Influence of measuring methods (in steady and unsteady states) on  $\alpha_w$  obtained.



$\theta_s, \theta_{so}$  : Surface temperature  
 $\alpha, \alpha_{wt}, \alpha_{wf}$  : Heat transfer coefficient  
 Fig. 9. Join method between  $\alpha_{wt}$  and  $\alpha_{wf}$

昇につれて、単調に減少するのではなく、だんだん一定値に近づく、と考えるのが妥当である。 $\theta_s$  にかかわらず  $\alpha_w$  が一定値になる領域を膜沸騰域とみなすべきである。

3.5 遷移沸騰域熱伝達率と膜沸騰域熱伝達率の接続

$W$ が同じ場合、遷移沸騰域と膜沸騰域の熱伝達率  $\alpha_{wt}$  と  $\alpha_{wf}$  ( $\alpha_{wt}$  と  $\alpha_{wf}$  は放射熱伝達分を含まない) は、Fig. 9 のように、ある表面温度  $\theta_{so}$  で接続するはずである。もちろん、武山<sup>7)</sup>の実験結果が示すように、両者は、滑らかに接続するであろう。

$\alpha_{wf}$  の測定結果の報告は少なく、その上 3.4 節に記

述したように、定常状態の測定精度は非定常状態のそれより高いと考えられるから、ここでは測定条件の明確な MÜLLER ら<sup>15)</sup>の実験結果を用いて、 $\alpha_{wt}$  と  $\alpha_{wf}$  の接続方法を検討する。

MÜLLER ら<sup>15)</sup>の実験式を本報告の単位系に変換すると、(11)式になる。(9)式の  $\alpha_w$  を  $\alpha_{wt}$  と記述し、この

$$\alpha_{wf} = 8.61 \cdot V_e + (1.535 + 0.0099 \cdot V_e) \cdot W \dots (11)$$

$$[\alpha_{wf}] : \text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C}$$

$[V_e]$  : m/s, (水滴のノズル出口速度, 実験範囲: 11~32)

$[W]$  : l/m<sup>2</sup>·min, (実験範囲: 18.6~546)

$\alpha_{wt}$  と(11)式の  $\alpha_{wf}$  を接続する方法は種々考えられるが、もつとも単純な方法を Fig. 9 に示す。この図において、 $\alpha_{wt} = \alpha_{wf}$  に対応する  $\theta_s$  を  $\theta_{so}$  とし、 $\theta_s < \theta_{so}$  の範囲を遷移沸騰域、 $\theta_s > \theta_{so}$  の範囲を膜沸騰域とみなす。したがって、 $\alpha_w$  の計算に際しては、 $\theta_s < \theta_{so}$  の場合には(9)式を、 $\theta_s > \theta_{so}$  の場合には(11)式を用いる。もちろん、 $\theta_{so}$  近傍においては  $\alpha_{wt}$  と  $\alpha_{wf}$  を滑らかに接続させるべきである。

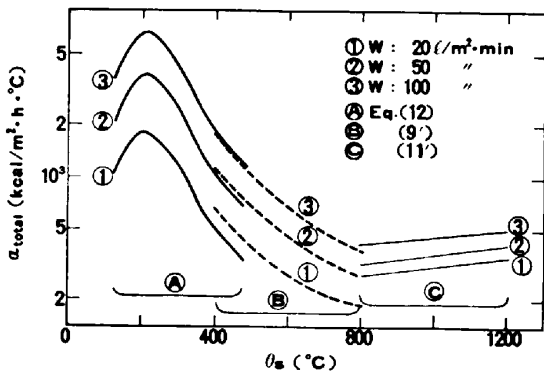
3.6 鋼材表面温度 125~1 200°C 間の熱伝達率

約 1 200°C の高温鋼材を約 100°C まで水スプレー冷却する場合について、各温度域の全熱伝達率  $\alpha_{total}$  (放射熱伝達分を含む) を算出する方法を検討する。この温度範囲の冷却には、膜沸騰、遷移沸騰、核沸騰および非沸騰熱伝達が関与する。各表面温度域または各沸騰域の計算には、Table 2 に示す各式を用いる。各式に共通する  $W$  の範囲は 18.6~100 l/m<sup>2</sup>·min だから、 $W$  : 20, 50 および 100 に対応する  $\alpha_{total}$  を計算し Fig. 10 に示す。Table 2 の (12) 式からは、水平に配置された鋼板の上下面の  $\alpha_{total}$  が独立に算出されるから、両者の平均値を  $\alpha_{total}$  として採用した。また、(11') 式には水滴の噴出速度  $V_e$  が含まれているので、 $V_e$  を 20 m/s (噴出圧力: 約 2 kg/cm<sup>2</sup>-G) として  $\alpha_{total}$  を算出した。

Fig. 10 によると、(9') 式と (11') 式から算出される  $\alpha_{total}$  の接続点に対応する鋼材表面温度  $\theta_{so}$  が低過ぎるようみえる。この主原因は、(9') 式と (11') 式の実験条件、主に試料寸法とノズル-試料間距離  $H$  の差によ

Table 2. Equation for calculation of  $\alpha_{total}$  during water spray cooling.

Surface temp.(°C)	Boiling state	Equation of $\alpha_{total}$	Water flux (l/m <sup>2</sup> ·min)	Equation number	Researcher
125 to 475	Nucleate Transition	$A \cdot 10^B \cdot V_e \cdot W^{0.8}$ (A, B : Const.)	5 to 100	Eq.(12)	Mitsutsuka et al. <sup>2)</sup>
400 to 800	Transition	Eq.(9)+Eq.(2)	10 to 2000	Eq.(9')	This work
About 800 to 1,200	Film	Eq.(11)+Eq.(2)	18.6 to 546	Eq.(11')	Muller et al. <sup>15)</sup>



W,  $\theta_s$  : Same as in Fig. 1  
 $\alpha_{total}$  : Water spray+radiation

Fig. 10. Heat transfer coefficient ( $\alpha$ ) between  $\theta_s$ : about 100°C and 1200°C of steel surface temperature during water spray cooling.

るものと考えられる。すなわち、Table 1 によると、MÜLLER ら<sup>15)</sup> の用いた試料寸法と  $H$  の値は、(9') 式の解析に用いた各文献の値より小さい。したがって、前者の値を後者の値と同程度まで大きくすれば、(11') 式から算出される  $\alpha_{total}$  の値はもつと小さくなるものと考えられる。膜沸騰域の  $\alpha_{total}$  が小さくなれば、 $\theta_{so}$  は高温側へ移行する。一方、(9') 式と (12) 式から算出される  $\alpha_{total}$  は、滑らかに接続している。

4. 結 言

高温鋼材の水スプレー冷却を対象にし、鋼材表面度  $\theta_s$  : 125~約 1200°C 間の熱伝達率  $\alpha$  を数式化するため、中温域 (解析対象: 400~800°C) の  $\alpha$  を各研究者のデータ (論文 7 篇, データ 112 個) を用いて数式化する解析を行い、次の結果を得た。

- 1)  $\theta_s$  : 400~800°C, 噴射水流密度  $W$  : 10~2000 l/m<sup>2</sup>·min の範囲内の  $\alpha_w$  (水冷分の  $\alpha$ ) は、 $\alpha_w = 2.292 \times 10^8 \cdot W^{0.616} / \theta_s^{2.445}$  で表される ( $[\alpha_w]$  : kcal/m<sup>2</sup>·h·°C, 相関係数 : 0.958)。
- 2)  $\theta_s$  : 400~500°C の場合、 $\alpha_w \propto W^n$  の指数  $n$  の値は、 $W$  : 約 200 l/m<sup>2</sup>·min を境にし、二つのグループに分かれ、低水量域の  $n$  の値が高水量域のそれより大きい。
- 3)  $\theta_s$  : 400~800°C の場合、 $\alpha_w \propto \theta_s^{-m}$  の指数  $m$  の値は、低水量域では  $\theta_s$  の上昇につれて、高水量域では

$\theta_s$  の下降につれて減少する。

4)  $\theta_s$  : 125~475°C 間の  $\alpha_{total}$  の計算に著者ら<sup>2)</sup> の実験式を、 $\theta_s >$  約 800°C に MÜLLER ら<sup>15)</sup> の実験式を用いることにより、 $\theta_s$  125~約 1200°C かつ  $W$  : 20~100 l/m<sup>2</sup>·min の範囲内の  $\alpha_{total}$  を  $\theta_s$  と  $W$  の関数として数式化することができた。

終わりに、本研究に使用させていただいたデータを発表された研究者に深く感謝いたします。

記 号

- $\alpha$  : 一般的な熱伝達率 (kcal/m<sup>2</sup>·h·°C)
- $\alpha_w$  : 水冷分の熱伝達率 ( " )
- $\alpha_r$  : 放射分の熱伝達率 ( " )
- $\alpha_{total} : \alpha_w + \alpha_r$  ( " )
- $\alpha_{wt}$  : 遷移沸騰域の  $\alpha_w$  ( " )
- $\alpha_{wf}$  : 膜沸騰域の  $\alpha_w$  ( " )
- $W$  : スプレーの噴射水流密度 (l/m<sup>2</sup>·min)
- $\theta_s$  : 被冷却体 (鋼材) 表面温度 (°C)

文 献

- 1) 三塚正志: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1457
- 2) 福田敬爾, 三塚正志: 同上, 61 (1975), S 159  
三塚正志, 福田敬爾: 同上, 69(1983), p. 262
- 3) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 川崎守夫: 同上, 61 (1975), S 513  
佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 川崎守夫: 同上, 65 (1975), p. 90
- 4) 神尾 寛, 国岡計夫, 杉山峻一: 同上, 63 (1977), S 184
- 5) 天野慶一, 鎌田晃郎: 同上, 64 (1978), S 254
- 6) 大友朗紀, 中尾正和, 安永繁信: 同上, 67 (1981), S 1041
- 7) 武山斌郎: 日本機械学会論文集 (第 2 部), 27 (1961) 180, p. 1319
- 8) 戸田三朗: 同上, 38 (1972) 307, p. 581
- 9) 戸田三朗: 同上, 39 (1973) 322, p. 1924
- 10) 国岡計夫, 平田 賢, 杉山峻一, 神尾 寛: 同上 45 (1979) 390, p. 279
- 11) 庄司正弘: 第 12 回日本伝熱シンポジウム講演論文集 (1975), p. 213
- 12) 大中逸雄, 福迫達一: 同上 (1975), p. 217
- 13) E. A. MIZIKAR: Iron Steel Eng., 47 (1970) 6, p. 53
- 14) H. JUNK: Neue Hütte, 17 (1972) 1, p. 13
- 15) H. MÜLLER and R. JESCHAR: Arch. Eisenhüttenwes., 44 (1973), p. 589
- 16) C. J. HOOGENDOORN and R. den HOND: 5th Int. Heat Transfer Conf. Vol. IV (1974), p. 135
- 17) 鋼材の強制冷却 (熱経済技術部会鋼材強制冷却小委員会編) (1978), p. 16 [日本鉄鋼協会]