

論 文

UDC 621.785.616.062/.065 : 66.045.5

高温鋼板フォグ冷却時の冷却特性および熱伝達率*

三 塚 正 志**・福 田 敬 爾***

Cooling Characteristics and Heat Transfer Coefficients during Fog Cooling of Hot Steel Plates

Masashi MITSUTSUKA and Keiji FUKUDA

Synopsis:

In forced-cooling of hot steel products, air-atomized fog cooling is suitable for the soft cooling whose rate is between those of forced-air cooling and water spray cooling. In fog cooling both water and air considered to take part in the cooling. It is well known that when fog impinges a surface to be cooled at high speed, heat flux transferred from the surface to the fog increases with impinging speed because of unstable vapor films on the surface. It has not been clarified yet whether heat flux increases or not when fog impinges the surface at a slow speed.

The heat transfer phenomena have been studied when hot steel specimens are cooled with fog which is atomized with low speed air. The main results obtained are as follows:

- (1) When fog impinges a surface at a slow speed, air makes water atomized but scarcely contributes to heat transfer.
- (2) Cooling capability of fog is dependent on only the water flux to the surface.
- (3) The cooling capability of air-atomized fog is nearly equal to that of pressure-atomized one, for the same water flux.

In this paper, in addition to the above results, the differences in heat transfer mechanism between the upper and the lower surface of steel plate positioned horizontally and the influences of surface condition of a steel plate on heat transfer are discussed.

1. 緒 言

高温鋼材の強制冷却に際しては、微粒化した水滴を被冷却面に噴射する方法が広く行なわれている。水の微粒化には、加圧噴霧方式か空気噴霧方式が用いられる。

加圧噴霧方式では、 $1\sim 10\text{kg/cm}^2\text{-G}$ に加圧された水が、ノズルから高速で噴出し、微粒化される。この方式では、スプレーパターンはノズル形状によつて、噴出水量はノズルの寸法と噴出圧力によつて、広い範囲にわたつて制御される。以上の理由から、加圧噴霧式水スプレー冷却法は、従来から、高温鋼材の冷却に広く用いられている。

空気噴霧方式では、水は、 $10^1\sim 10^2\text{m/s}$ の空気流によつて、微粒化される。この方式では、被冷却面上において、噴霧流が激しく流動するため、水滴と鋼材の接触は、かなり均一化する(冷却の均一化)。また、噴霧流を

被冷却面に高速で衝突させると、被冷却面上の蒸気膜が不安定になり、熱伝達が促進される(冷却の強力化)。一方、噴出水量を絞れば、冷却能力は、水量に比例して減少する(冷却の弱冷化)。そして、噴出水量を零にすると、強制空冷になる。しかし、空気噴霧ノズルの水孔は小さいから(1~2mm)、このノズルを製鉄工程に使用すると、水孔が閉塞しやすい。その上、空気と水の二系統の配管が必要である。以上の理由から、空気噴霧式噴霧冷却は、優れた冷却特性を有しているにもかかわらず、製鉄工程での使用例は少ない。

最近、鋼材の圧延法や熱処理法が高度化した結果、強制空冷と水スプレー冷却の間の弱冷却領域をカバーする水冷の必要性が大きくなりつつある。このような背景のもとに、弱水冷法の研究・開発が広く行なわれている¹⁾²⁾。この冷却には、空気と水の混合噴霧流(以下フォグと記す)が用いられている。ただし、研究・開発の中心は、

* 昭和 52 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 8 月 23 日受付 (Received August 23, 1978.)

** 新日本製鉄(株)生産技術研究所 現設備技術センター (Process Technology R & D Laboratories, Now Plant Engineering and Technology Center, Nippon Steel Corp., 2-6-3 Ote-machi, Chiyoda-ku, Tokyo 100)

*** 新日本製鉄(株)生産技術研究所 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp.)

噴出水量の可変範囲が広く、その上、安定した噴霧流が得られる空気噴霧式フォグノズルの開発である^{1)~4)}。

フォグの冷却特性については、多くの研究者^{1)~2)5)~7)}によつて研究され、熱伝達機構や冷却能力は、ほぼ解明されている。しかし、ノズルの構造が冷却能力に及ぼす効果、フォグと水スプレーの冷却能力の比較、フォグを水平な幅広鋼板に噴射した時の上下面の熱伝達率の値、鋼材に付着しているスケールが熱伝達に及ぼす影響などについては、不明な点が多い。それ故、これらを解明する実験を行なつた。

2. 実験

小形試料を用いた実験 1 では、主にノズル形状が冷却能力に及ぼす効果の把握およびフォグ冷却と水スプレー冷却の冷却能力の比較を行なつた。大形試料を用いた実験 2 では、主に直交型気水噴霧ノズルから噴射されるフォグの冷却特性の把握および水平に配置された鋼板とフォグ間の熱伝達率の測定を行なつた。

2.1 実験装置

(1) 実験 1

Fig. 1. (a) に示すように、小形試料を垂直に配置し、その両面に同じ条件のフォグを噴射した。試料の全面を均一に冷却するため、試料を垂直面にそつて円運動させた。実験には、Fig. 2 に示す 3 種類のノズルを用いた。

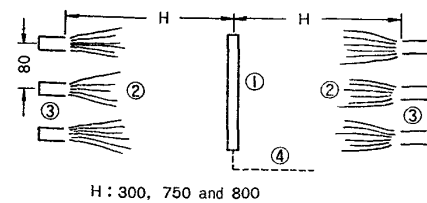
(i) 直交型気水ノズル(タイプ A) : これは、筆者らが開発したノズルである。噴霧流の特性は、前報³⁾を参照されたい。

(ii) 市販ノズル(タイプ B) : これは、共立合金(株)製 NA-4 型ノズルである。水は、中央の 2mmφ 孔から、空気は、水孔を囲む 3mmφ 孔から噴出する。フォグ中の水滴は、非常に微細である。

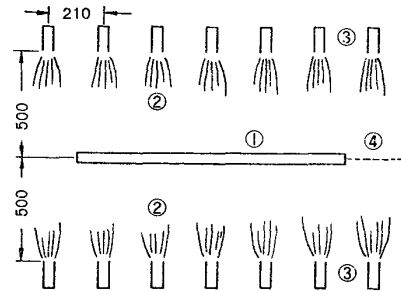
(iii) スプレーノズル(タイプ C) : これは、内径 52mm の直管の中央部にフルコーンノズルを設置したものである。フルコーンノズルから加圧噴霧された水滴が、直管から噴出する空気流中に混入して、フォグを形成する。

(2) 実験 2

Fig. 1 (b) に示すように、大形の平板試料を水平に配置し、この試料の上下面側に、多数の直交型気水ノズルを配置した(ノズル間隔:幅方向 100mm,長手方向 210mm)。ノズルは、内径 16.1mm の空気管と内径 3mm, 外径 5mm の水管から構成されている。試料の端部は冷え易いから、幅方向の端部約 50mm には、フォグが直接衝突しないようにノズルを配置した。また、試料の全面が均一に冷却されるように、試料を長手方向に往復運動させた。



(a) Experiment 1



(b) Experiment 2

- ① Specimen
Exp. 1: Vertically arranged
Exp. 2: Horizontally arranged
 - ② Air-atomized fog
 - ③ Nozzles
Exp. 1: as shown in Fig. 2
Exp. 2: crossflow air-water fog nozzles
 - ④ Thermocouples
- Unit: mm

Fig. 1. Outline of cooling part of experimental apparatus.

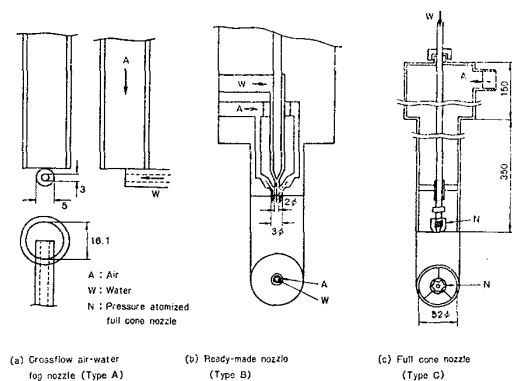


Fig. 2. Atomization nozzles used for fog cooling test.

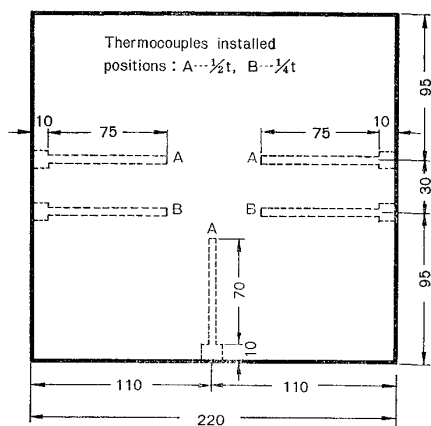
2.2 試料

(1) 実験 1 用試料 (試料 1)

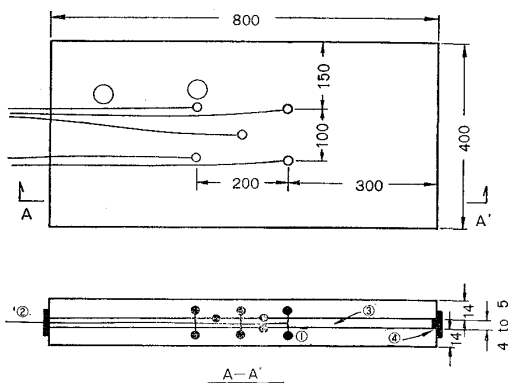
この試料の成分 (Table 1) と寸法 (28mm × 220mm × 220mm) は、筆者らが行なつている一連の冷却実験、すなわちスプレー冷却、マルチ・ジェット冷却および浸漬冷却に用いたものとほぼ同じである。熱電付 (素線径 0.6mm の CA) は、Fig. 3(a) に示すように、厚み方

Table 1. Chemical composition of specimens (%).

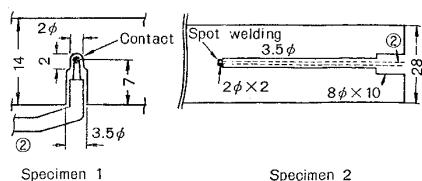
Specimen No.	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
Specimen 1	0.12	0.43	1.18	0.016	0.007	0.03	0.38
Specimen 2	0.13	0.42	1.13	0.023	0.013	0.02	0.01
Specimen No.	Cr	B	Al	Mo	Ti	Nb	V
Specimen 1	0.24	0.001	0.10	<0.001	<0.001	<0.001	0.05
Specimen 2	0.19	<0.001	0.03	<0.01	<0.01	<0.01	0.03



(a) Specimen 1 for Exp. 1



(b) Specimen 2 for Exp. 2



(c) Installation of thermocouples

①: Temperature measuring point, ②: Thermocouple,
③: Gap, ④: Weld
Unit: mm

Fig. 3. Specimens and the method for thermocouples installation.

向の中央 (1/2 t 位置) に 3 対, 表面から 7 mm の位置 (1/4 t 位置) に各 1 対が取り付けられた。熱電対の温接

点は, 試料に確実に点溶接された。

(2) 実験 2 用試料 (試料 2)

この試料は, 上下面の冷却効果を独立に測定するため, 14mm×400mm×800mm の 2 枚の鋼板をサンドウィッチ状に重ねた構造である (Fig. 3 (b)). 両面冷却の場合, この試料は, 全厚 28 mm の鋼板に相当する。熱電対は, 各鋼板の厚み方向の中央 (1/4 t 位置に対応) に 3 対と断熱面 (1/2 t 位置に対応) に 1~2 対取り付けられ, 両鋼板の間隙 (4~5 mm) から外部に取り出された。両鋼板の間隙へ冷却水が入らないように, 試料の周囲を溶接した。

2.3 実験方法

(1) 実験 1

試料 1 は, 雰囲気制御しない電気炉内で約 930°C に加熱され, 抽出直後金ブラシなどで剥離しやすいスケールが除去される。その後, 試料は, 水平方向に対向して噴射しているフォグの中に垂直にセットされ, 一定の噴霧条件で常温まで連続的に冷却される (Table 2 参照)。

(2) 実験 2

試料 2 は, N₂ 雰囲気炉内で約 700°C または約 900°C に加熱された。抽出直後に水平状態で台車にセットされ, 一定の噴霧条件で常温まで, 連続的または間欠的に冷却された。両鋼板の冷却速度がほぼ等しくなるように, あらかじめ予備実験のデータとスプレー冷却のデータを用いて, 上下面への噴射条件を決めた。試料の周囲がぬれると, 上面に噴射された水滴 (ライデンフロスト状態で存在している) が, この部分で捕捉され, この部分が加速度的に冷却される。この現象を避けるため, 試料の幅方向の端部約 50 mm には, フォグが直接噴射しないようにした (Table 2 参照)。

2.4 熱伝達率算出法

フォグと試料間の熱伝達率は, 1/4 t 位置の冷却曲線から算出された。算出方法は, 前報⁹⁾の方法と同じである。

2.5 冷却速度算出法

冷却速度 V₈₀₀₋₅₀₀ は, 1/2t 位置の温度で 800 から

Table 2. Experimental conditions.

Item	Experiment 1	Experiment 2
Nozzle	Type A, B and C	Type A
Distance between nozzle and specimen, H (mm)	Type A : 800 " B : 300 " C : 750	500
Specimen arrangement	Vertical	Horizontal
Specimen size (mm)	28×220×220	28×400×800
Initial temp. of specimen (°C)	About 930	About 700 or 900
Heating atmosphere	Air	Nitrogen
Temp. of water and air (°C)	20 to 30	20 to 30
Mean water flux, W (l/m ² ·min)	Type A : 5 to 45 " B : 47 to 390 " C : 2.2 to 12	5 to 68
Mean air flux (m ³ /m ² ·min)	Type A : 50 to 60 " B : 14 to 160 " C : 50	20 to 26
Exit speed of air, V_e (m/s)	Type A : 31 " C : 23	35 to 50
Header pressure of air, P_a (kg/cm ² -G)	Type B : 1 to 3	
Arrival speed of air, V_a (m/s) (Stagnation point)	Type A : 5 " C : 10	7 to 10

500°C まで降下する所要時間から算出された。

なお、 α が 200~2000kcal/m²·h·°C の場合、試料内の熱抵抗 R_i と表面の熱抵抗 R_s との比 (R_s/R_i) は、20~2 である。また、 R_i は、 α の値に依存せず、ほぼ一定である。したがって、試料厚みが 28mm の場合、精度は低下するが、表面の熱伝達状況を、1/2t 位置の温度変化から評価することができる。

3. 結 果

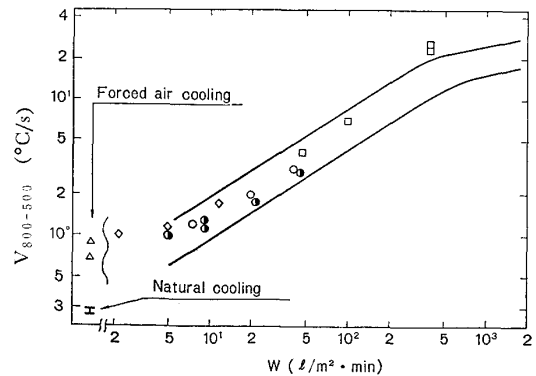
3.1 冷却速度

試料 1 の 1/2t 位置の $V_{800-500}$ を Fig. 4 に示す。図中の 2 本の実験は、筆者らが、本実験とほぼ同じ試料を用いて行なったスプレー冷却とマルチ・ジェット冷却の $V_{800-500}$ の範囲を示す⁹⁾。この図から、次のことがわかる。

(i) W が約 100l/m²·min 以下の範囲では、フォグ冷却の $V_{800-500}$ は、スプレー冷却やマルチ・ジェット冷却の値とほぼ等しい。

(ii) フォグ冷却の $V_{800-500}$ は、 W に強く影響される。

(iii) フォグ冷却の $V_{800-500}$ は、ノズル構造の影響をほとんど受けない。



Notes:

Values of spray and multi-jet coolings are almost between two solid lines.

Symbol	Nozzle	Cooling	Air flux (m ³ /m ² ·min)
○	Type A	Continuous	50 to 60
●	" A	Intermittent	"
□	" B	Continuous	14 to 28
△	" B	"	33 to 160
◇	" C	"	50

Fig. 4. Relationship between water flux and mean cooling rate during for cooling (Exp. 1).

3.2 熱伝達率

試料 2 の 1/4t 位置の冷却曲線から算出した α の例を Fig. 5 に示す (この α には、ふく射の熱伝達分も含む)。

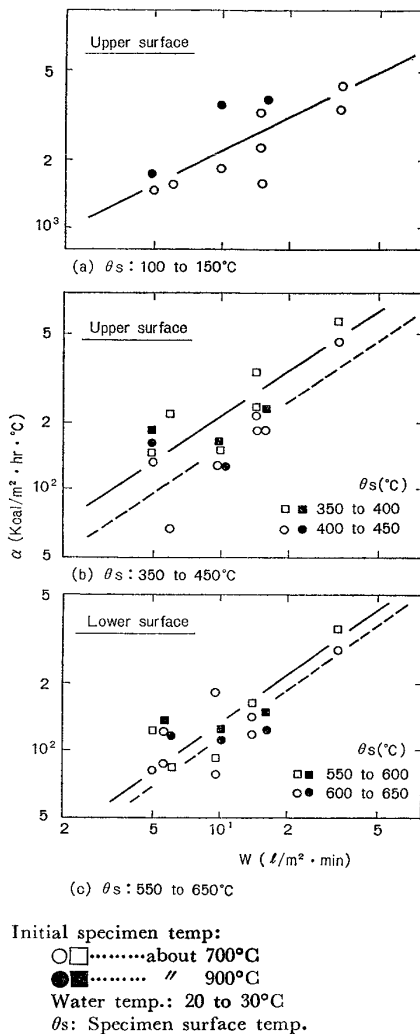


Fig. 5. Relation between impinging water flux and heat transfer coefficient during fog cooling (Exp. 2).

α の値は、試料の θ_s に強く影響されるから、 θ_s を 50°C ごとに区切つて、グラフを作成した。これらの図から、 α の値は、上下面とも、 W に比例して増大することがわかる。

次に、Fig. 5 およびここに掲載していないすべてのグラフから、“ W - θ_s - α ” の関係を読み取り、この値を用いて、 θ_s と α の関係を整理した (Fig. 6 参照)。この図から、次のことがわかる。

(i) フォグ冷却の α は、スプレー冷却や浸漬冷却と同様、 θ_s と W の影響を強く受ける。

(ii) フォグ冷却の α の値は、 θ_s が $100\sim 200^\circ\text{C}$ の範囲で極大となり、それより高温域では、 θ_s の上昇につれて、急減する。

(iii) フォグ冷却の α の値は、 θ_s が $500\sim 600^\circ\text{C}$ の範囲で極小となり、それより高温域では、 θ_s の上昇につれて、漸増する。

(iv) 上面の熱伝達率 α_U は、 θ_s が $200\sim 400^\circ\text{C}$ の範囲では、 θ_s の上昇につれて、急減する。

(v) θ_s と W が同じ場合、 α_U は、全温度範囲にわたつて、下面の値より大きい。

(vi) 高温域における α は、 W が減少するにつれて、フオグより、ふく射に強く影響される。

(viii) については、この α には、ふく射による熱伝達のみも含まれているため、高温域の α は、ふく射の影響を強く受ける。

4. 考 察

4.1 ノズル構造が冷却に及ぼす効果

気水噴霧ノズルから発生するフオグの状態は、ノズル構造によつて、相違する。一方、フオグ冷却の冷却能力は、フオグの状態に影響される可能性がある。Fig. 4 は、ノズル構造が冷却に及ぼす影響を示している。データ数が少ないから明確なことはいえないが、各ノズルの $V_{800\sim 500}$ の値を比較すると、その差は小さいが、“タイプ B”タイプ C ≧ タイプ A”である。この理由は、次のように考えられる。

タイプ B の場合、 H は 300 mm であり、空気の V_e は $100\sim 200\text{ m/s}$ と推定される (空気ヘツダの圧力は $1\sim 3\text{ kg/cm}^2\text{-G}$)。これに対し、タイプ A と C の場合、 H は $750\sim 800\text{ mm}$ 、 V_e は $23\sim 31\text{ m/s}$ である。したがつて、フオグが試料に衝突する速度 V_a は、“タイプ B”タイプ C ≧ タイプ A”となる。この V_a が、 $V_{800\sim 500}$ に若干の差を生じさせた主要原因と考えられる。もし、タイプ B の H と V_e を、タイプ A と C のそれと同程度にすることができれば、上記 $V_{800\sim 500}$ の差は、なくなるものと推定される。

以上の理由から、 V_a の小さいフオグの冷却能力は、ノズル構造の影響をほとんど受けないものと考えられることができる。

4.2 微粒化用空気が冷却に及ぼす効果

国岡ら¹⁶⁾ (フオグの衝突速度 V_a : $30\sim 200\text{ m/s}$)、柳ら¹⁷⁾ (V_a : $5\sim 9$) および島田ら¹⁸⁾ (V_a : $4\sim 15$) の実験結果によると、フオグの V_a は、熱伝達に強く影響している。 V_a が増大すれば、水滴の運動量が増大し、その上衝突後のフオグが試料上を激しく流動するから、試料上に安定した蒸気膜が形成されにくくなる。この結果、試料からフオグへの熱伝達は、 V_a に比例して増大するはずである。

Fig. 4 によると、 W が $390\text{ l/m}^2\cdot\text{min}$ の冷却速度は、同じ水量のスプレー冷却の値より大きい。この原因は、空気の噴出圧力が高く ($3\text{ kg/cm}^2\text{-G}$)、その上、 H が小さい (300 mm) ためと考えられる。

上記の $W=390$ 以外の実験の冷却速度は、同じ水量のスプレー冷却の値とほぼ同じである。したがって、 V_a が小さい範囲では (平均数 m/s 以下)、空気流は、冷却にはほとんど影響せず、水の微粒化だけに作用するものと考えられる。

4.3 フォグ冷却の熱伝達率

4.2 節では、微粒化用空気は、試料に低速で衝突する場合、冷却にほとんど関与しないことを述べた。したがって、今回のフォグ冷却の熱伝達特性は、水スプレー冷却のそれとほぼ同じであることが予想される。Fig. 5 (実験 2) によると、データが少なく、その上ばらつきも大きいけれども、 W が 5~50 の範囲では、 W と α の間には、

$$\alpha \propto W^{0.8} \dots\dots\dots (1)$$

の関係が存在する ($\theta_s < 150^\circ C$ の範囲は除く)。この関係は、筆者らが今回とほぼ同じ条件で行なった水スプレー冷却の結果とよく一致する⁹⁾。

これに対し、 V_a の大きい国岡ら¹⁰⁾や θ_s の高い柳ら¹⁾の実験からは、

$$\alpha \propto (WV_a)^n \dots\dots\dots (2)$$

が得られている (国岡らの $n=0.36$, 柳らの $n=0.75$)。各実験の主要条件を比較すると、

$W(l/m^2 \cdot min)$ $V_a(m/s)$ $\theta_s(^\circ C)$ 試料寸法(mm)

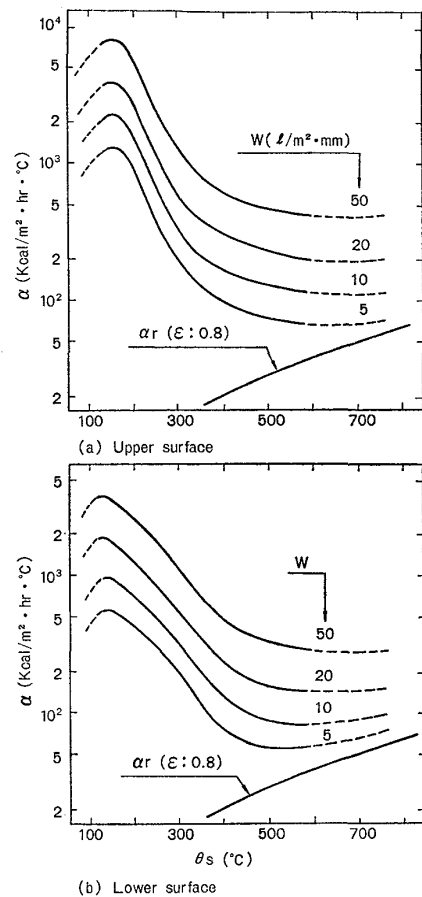
国岡ら	300~960	30~200	200~600	不明
柳ら	15~50	5~9	700~900	5×30×0.2 t
本実験	5~68	7~10	150~600	400×800×28 t

である。柳らの実験では、試料が小さいから、試料の全面が衝突流で冷却される。本実験では、試料が大きいため、試料は衝突流と板上流によつて冷却される。また、柳らの実験では、膜沸騰域が対象だが、本実験では、核沸騰域と遷移沸騰域 (一部膜沸騰域を含む) が対象である。

以上の理由から、 V_a の大きい領域や膜沸騰域においては、フォグ冷却の熱伝達機構は、 V_a に強く影響されるものと考えられる。

Fig. 5 の代表線から、 W に対応する α を読み取り、この値をプロットしたのが Fig. 6 である。この図から、次のことがわかる。

- (i) W と θ_s が α に及ぼす効果は、水スプレー冷却の場合とほぼ同じである。
- (ii) データは少ないが、 θ_s が約 $600^\circ C$ 以上の範囲では、水滴による熱伝達率 α_w (ふく射放熱分 α_r を除いた値) は、 θ_s にほとんど影響されない。
- (iii) W が同じ場合、 α_U は、 α_L より大きい。
- (iv) 本実験で得られた α の値は、銀試料 (2mmt×



Notes:
 α includes water, radiation and convection heat transfer. Solid lines are obtained from measured data. Broken lines are extrapolated from solid lines.

Fig. 6. Heat transfer coefficient of fog cooling (Exp. 2).

40mmφ) を用いた島田ら⁷⁾の値より大きい。一方、本実験の遷移沸騰域での $|d\alpha/d\theta|$ の値は、島田ら⁷⁾の値より小さい。

(i) の現象は、本実験では、フォグの V_a が小さいから、当然の結果と考えられる (4.2 節参照)。

(ii) については、試料の上面に噴射された水滴は、衝突直後に沸点まで昇温し、その後はライデンフロスト状態で試料上を流動しながら、試料から落下する。試料から水滴への伝達熱量は、“顕熱上昇+蒸発”である。水滴が高温試料に衝突し、ライデンフロスト状態に達する間の熱伝達 (顕熱上昇分) は大きい。しかし、安定したライデンフロスト状態になると (水温は沸点)、水滴の蒸発速度は、 θ_s に比例して若干上昇するが¹¹⁾、その伝達熱量は小さい。以上の理由から、 θ_s が高い場合、 α_w は、 θ_s の影響をほとんど受けないものと考えられる。

また、水スプレー冷却の α_w を定常状態で測定した MÜLLER ら¹²⁾の結果によると、 θ_s が $900 \sim 1200^\circ C$ の範囲では、

$$\alpha_w = 11.63 \cdot V_e + (2.074 + 0.01295 \cdot V_e) \cdot W \dots (3)$$

V_e : 11~32m/s H : 100~200mm

W : 19~550 l/m²·min 試料幅: 20~60mm

である。(3)式によると、膜沸騰域における α_w は、 θ_s に影響されないことがわかる。

(iii)と(iv)の現象については、4.4節で検討する。

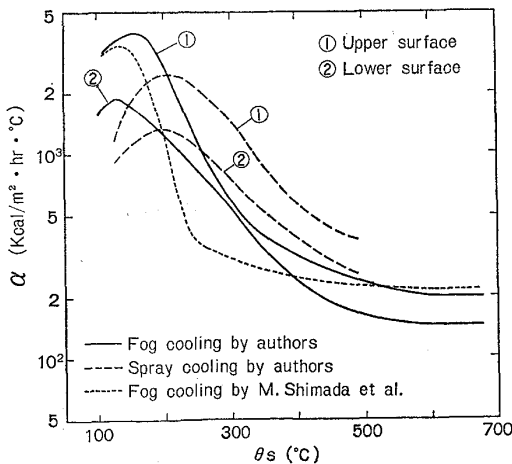
4.4 試料の表面性状が熱伝達に及ぼす効果

高温金属に水滴を噴射する時、水滴の蒸発挙動は、金属の θ_s と表面性状に強く影響される。この現象を調べるため、表面性状の異なる3種類の試料を用いて測定された α を Fig. 7 に示す。各試料の主な条件は、

研究者	冷却法	材質	表面仕上げ	スケール付着
島田ら ⁷⁾	フォグ	銀	鏡面	ほとんどなし
本実験	"	炭素鋼	圧延まま	少ない
筆者ら ¹⁰⁾	水スプレ	"	"	多い

である。Fig. 7 から、次のことがわかる。

- (i) α の極大値 α_{max} に対応する θ_s は、スケールが多くなるにつれて、高温側にずれる。
- (ii) α_{max} の値は、スケール量の少ない方が大きい。
- (iii) 遷移沸騰域の $|d\alpha/d\theta_s|$ の値は、スケール量が多くなるにつれて、小さくなる。また、遷移沸騰域の温度幅は、スケール量に比例して、広がる。
- (iv) 遷移沸騰域の α の値は、スケール量が多くなるにつれて、大きくなる。



Notes:

Test condition:

Symbol	specimen	Size (mm)	Heating atmosphere	W (l/m ² ·min)
—	As-rolled steel	28×400×800	N ₂	20
----	"	28×550×1000	Air	20
.....	Polished silver	2×30φ	"	33

Specimen arrangement:

— and ----: Horizontal,: Vertical

Scale deposit on specimen: ---->—>.....

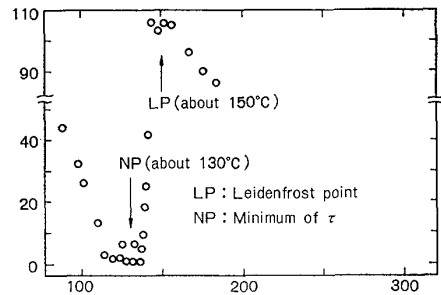
Fig. 7. Influence of specimen arrangement and specimen surface conditions on heat transfer.

(v) 膜沸騰域の α の値は、表面性状にほとんど影響されないようである。

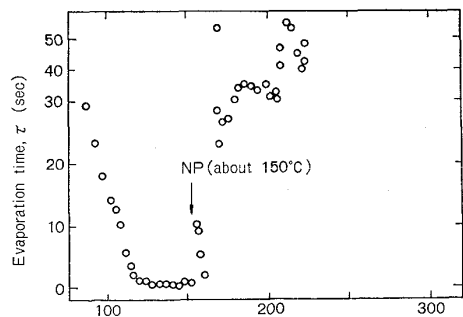
(vi) W が同じ場合、 α_U は α_L より大きい。

(i)~(v)の現象は、金属上の水滴の蒸発曲線を用いて、定性的に説明することができる。フォグ冷却やスプレー冷却では、直径 0.05~0.5mm の水滴が、ある速度で連続的に試料に衝突する。これに対し、蒸発曲線では、直径 2~3 mm の水滴が、静かに試料上面に落下する。しかし、両者の間で、水滴の蒸発挙動やライデンフロスト現象は、本質的に異なるとは考えられない。

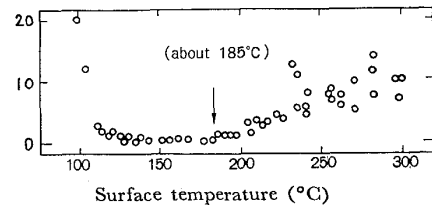
以上の理由から、(i)~(v)の現象を理解するため、上記各試料の表面性状に対応する試料を用いて、水滴の蒸発挙動を調べた¹³⁾。 θ_s と水滴寿命(蒸発所要時間)との関係を Fig. 8 に示す。この図において、核沸騰



(a) Polished silver



(b) Polished steel



(c) Scale-coated steel

Notes:

Water droplet volume: 0.006 to 0.008 ml

Specimen surface conditions:

(a) was polished with buff.

(b) was polished with #600 emery paper.

(c) was polished same as (b) and rapidly heated to 1000°C in air, then water-cooled to 350°C and natural-cooled to room temperature.

Fig. 8. Influence of metal surface conditions on water droplet evaporation.

域に対応する τ の非常に短い領域の上限温度を NP 、膜沸騰域に対応する τ の大きい領域の下限温度を LP と呼ぶことにする。これらの図から、 NP 、 LP および LP 近傍の τ の値 (τ_{max}) は、

試料	表面性状	PN	LP	τ_{max}	
	仕上げ	スケール (°C)	(°C)	(s)	
銀	バフ	なし	130	150	115
鋼	#600エメリ紙	なし	150	250	60
〃	〃	付着	185	300以上	10

である。

NP 近傍の温度が、 α_{max} に対応する温度とみなすことができる。したがって、上記 (i) の現象は、 NP がスケールの増大につれて高温側に移動する事実から、定性的に説明できる。

NP 近傍では、水滴と試料 (地金またはスケール) の接触は非常によい。一方、水滴と地金表面間の熱抵抗は、スケール量に比例する。したがって、水滴と地金表面間の温度差および伝達熱量から算出される α の値は、スケールの量に比例して、若干小さくなるはずである。

(ii) の現象は、この理由から、定性的に説明される。

NP と LP の間の領域は、遷移沸騰域に対応するものとみなすことができる。したがって、(iii) の現象は、 NP と LP に対応する θ_s の差が、スケール量の増大につれて大きくなる事実から、定性的に説明することができる。

τ が大きいことは、 α が小さいことに対応する。 NP と LP の間の τ の値は、スケールの増大につれて、小さくなる。したがって、(iv) の現象は、遷移沸騰域の τ の値がスケールの増大につれて小さくなる事実から、定性的に説明することができる。

なお、(v) の現象については、 500°C 以上の領域における τ の測定値がないから、検討できない。また、(vi) については、4.5 節で検討する。

4.5 上下面熱伝達率の差

広い鋼板を水平に配置し、その上下面に水滴を噴射する場合、衝突後の水滴の挙動は、上下面で相違する。この結果、上下面の熱伝達機構も相違するはずである。

Fig. 6 と 7 によると、 W が $5\sim 50 \text{ l/m}^2\cdot\text{min}$ の範囲内の α は、全温度範囲にわたって、“上面 > 下面” である。この理由は、次のように考えられる。

θ_s : 高温部 (膜沸騰域に対応)

上面に噴射された水滴は、衝突後全体が沸点まで昇温し、安定したライデンフロスト状態で試料上面を流動する。これに対し、下面の水滴は、衝突後試料近傍を流動するが、全体が必ずしも沸点まで昇温しないうちに、落

下する。上下面の水滴の昇温度合および水滴と試料との接触時間の違いが、上下面の α の値に差を生ずる原因と考えられる。

θ_s : 中温域 (遷移沸騰域に対応)

上面に噴射された水滴は、衝突後不安定なライデンフロスト状態で試料上を流動する。その間に、その一部は、突起やスケールなどぬれやすい部分に捕捉され、ここで激しく蒸発する。下面の水滴は、試料の表面近傍を流動している間に、ぬれやすい部分に捕捉されることもある。しかし、その多くは、液体のまま落下する。観察結果によると、捕捉される割合は、“上面 > 下面” である。この結果、 α_U が、 α_L より大きくなるものと考えられる。

θ_s : 低温域 (核沸騰域に対応)

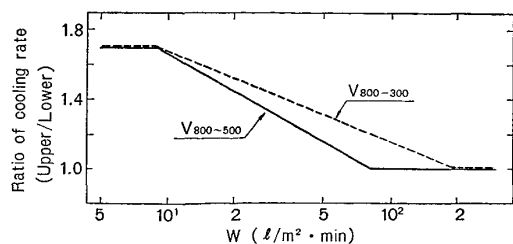
試料の温度が降下し、全面がぬれやすい状態に近づくとき、上下面とも、噴射された水滴は試料上で激しく蒸発する。しかし、下面の水滴の多くは、液体のまま落下するため、水滴の蒸発割合は、“上面 > 下面” となる。この結果、 α_U が、 α_L より大きくなる。

今回の結果と既報¹⁰⁾の結果 (水スプレー冷却、試料寸法 : $550\text{mm} \times 1000\text{mm}$) を用いて、上下両試料の冷却速度 V がほぼ等しくなる条件を求め、Fig. 9 に示す。この図から、上下試料の V をほぼ等しくする上下水量比 (下/上) は、

上面水量 ($\text{l/m}^2\cdot\text{min}$)	上下水量比 (下/上)
$W_U < \text{約 } 10$	約 1.7
約 $10 < W_U < \text{〃 } 100$	1.7~1.0
$\text{〃 } 100 < W_U$	約 1.0

である。この比は、試料の寸法に比例して増大する。

板幅が $3\sim 5 \text{ m}$ になると、上面に噴射された水滴は、板上からなかなか除去されない。この結果、水滴は、低い所に集まり、その部分を急冷し、鋼材形状を悪化させることが多い¹⁴⁾。



Notes:

Specimen size (mm): $28 \times (400 \text{ to } 550) \times (800 \text{ to } 1000)$
Initial temperature ($^\circ\text{C}$): 900 to 930

Fig. 9. Comparison of cooling effect between the upper and the lower surface of flat plates arranged horizontally.

一方、水量が非常に多くなると、試料上面は厚い水層でおおわれ、新しい水が、板に直接々触しにくくなる。この結果、 α_U が、 α_L より若干小さくなる¹⁵⁾。

以上のような理由から、水平に配置された鋼板の上下面を均等に冷却する場合には、板の寸法と噴射水量に応じて、上下水量比を決めなければならない。

5. 結 言

高温鋼材を強制冷却する場合、強制空冷と水スプレー冷却の間の弱冷却領域の冷却には、フオグ冷却（水を空気流で微粒化した噴霧流による冷却）が適している。それゆえ、高温鋼材をフオグ冷却する場合の熱伝達現象を解明する実験を行なった。この実験から、次のことがわかった。

(1) 空気流の衝突速度 V_a が小さい場合 ($V_a < 5 \sim 10$ m/s)、空気流は、水の微粒化だけに関与する。ただし V_a が大きい場合には、空気流は、水の微粒化と熱伝達の両方に関与する。

(2) 空気流が熱伝達に関与しない領域では、フオグ冷却の冷却能力は、水の微粒化方法に影響されず、噴射水流密度 W だけの関数である。

(3) フオグ冷却の熱伝達率 α の極大値および極小値は、それぞれ、表面温度 $100 \sim 200^\circ\text{C}$ および $500 \sim 700^\circ\text{C}$ に存在する。 α の値は、 W が $20 \text{ l/m}^2 \cdot \text{min}$ の場合、それぞれ、 $2000 \sim 5000$ および $300 \sim 500 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ である。ただし、この値には、ふく射放熱分も含む。

(4) W が $50 \text{ l/m}^2 \cdot \text{min}$ より小さい範囲では、 W が同じ場合、フオグ冷却と水スプレー冷却の冷却能力は、ほぼ等しい。

(5) 水平に配置された鋼板 ($400 \text{ mm} \times 800 \text{ mm}$) の上下面をフオグ冷却する場合、その α は、 W が小さい領域では、“上面” > “下面” である。

(6) スケールの付着している鋼板をフオグ冷却する場合、その α は、 W が小さい領域では、スケールの量

に比例して増大する。

主な記号

- α : 熱伝達率 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$)
 α_U : 上面の熱伝達率 (")
 α_L : 下面の " (")
 H : ノズル・試料間距離 (mm)
 θ_s : 表面温度 ($^\circ\text{C}$)
 W : 平均噴射水流密度 ($\text{l/m}^2 \cdot \text{min}$)
 V_e : 空気の出口速度 (m/s)
 V_a : " 衝突速度 (")

文 献

- 1) 柳 謙一, 瀬戸口賢, 林 寛治: 三菱重工技報, 9 (1972) 6, p. 792
- 2) 国岡計夫, 野口孝男, 宅見正雄, 八子一了, 菅克之: 鉄と鋼, 62 (1976) 2, p. A45
- 3) 三塚正志, 福田敬爾: *ibid.*, 65 (1979), p. 674
- 4) 三塚正志, 原 久典, 松尾正輝, 武田安夫: 製鉄研究, 293 (1978), p. 12392
- 5) 武山斌郎: 日本機械学会論文集 (第2部), 27 (1961) 180, p. 1319
- 6) 中野 平, 高田 寿, 後藤督高, 岡 勇: 鉄と鋼, 59 (1964) 5, p. 761
- 7) 島田 実, 武田信男, 赤羽 晋: *ibid.*, 62 (1976) 3, p. 372
- 8) 三塚正志, 福田敬爾: *ibid.*, 63 (1977) 6, p. 1008
- 9) 三塚正志: *ibid.*, 54 (1968) 14, p. 1457
- 10) 三塚正志, 福田敬爾: *ibid.*, 61 (1975) 4, p. S159
- 11) 森山 昭: *ibid.*, 59 (1973) 9, p. 1245
- 12) H. MÜLLER, and R. JESCHAR: Arch. Eisenhüttenw., 44 (1973) 8, p. 589
- 13) 三塚正志, 福田敬爾: 鉄と鋼, 57 (1971), p. S584
- 14) 三塚正志, 住友博和, 佐保巧建, 岡田弘義: *ibid.*, 56 (1970) 5, p. 607
- 15) 三塚正志: 第35回西山記念技術講座テキスト, (1975), p. 142
- 16) 国岡計夫, 杉山峻一, 神尾 寛: 鉄と鋼, 64 (1978), p. S255