スプレー冷却中の高温面のぬれ開始温度特性*
(第1報, 高温面全体を均一にスプレー冷却した場合)光 武 雄 一^{*1}, 門 出 政 則^{*2}, 日 高 真 一 郎^{*3}Characteristics of Wetting Temperature during
Spray Cooling of Hot Surface
(1st Report, Results for Full Spray Impingement)Yuichi MITSUTAKE^{*4}, Masanori MONDE and Shinichirou HIDAKA^{*4} Department of Mechanical Engineering, Saga University,
1 Honjo-machi, Saga-shi, Saga, 840-8502 Japan

An experimental study has been done to elucidate effects of mass flux G , degree of subcooling ΔT_{sub} , initial solid temperature T_{b0} and thermal properties of test liquid and hot block on wetting temperature during spray cooling of a hot block. The experiments were done up to maximum mass flux of 12 kg/(m²s) and maximum subcooling of 80 K with copper, brass and carbon steel blocks, water and ethanol sprays. Surface temperature and surface heat flux on transient transition boiling region were evaluated with an axisymmetric 2D inverse heat conduction analysis. The wetting temperature is defined as the surface temperature at the minimum heat flux point. It is found that the characteristic of the wetting temperature is categorized into two regions by $G\Delta T_{sub}$.

Key Words: Spray Cooling, Quenching, Minimum Heat Flux, Wetting Temperature, Transition Boiling

1. 結 言

高温面のスプレー冷却過程は, 連続鋳造, 熱間圧延鋼板, 強化ガラス等の材料製造プロセス或いはシビアアクシデント時の軽水炉圧力容器外表面冷却などの工業的分野での重要な冷却の1つである. ライデンフロスト温度を超える高温面を液体で冷却する過程では, 定常的な固液接触が抑制される非ぬれ領域(高温域あるいは膜沸騰域とも呼ばれる)の熱伝達特性と高温面上でのぬれ開始条件の定量的な把握が重要である. 特に, ぬれ開始条件は遷移沸騰開始点つまり, 高温面上での時間的・空間的な固液接触割合の増加による急速冷却の開始を決定する上で不可欠となる.

鉄鋼業界では冷却設備設計の必要性などから, スプレー冷却の熱伝達特性に及ぼす様々な因子の影響について数多くの研究が行われている. その先駆的な研究として, 三塚⁽¹⁾や戸田⁽²⁾の一連の研究がある.

一方, 大久保・西尾^(3,4)は, ミスト冷却における高温域の熱伝達率と極小熱流束点(以後 MHF 点とよぶ)に対する表面粗さ, 表面ぬれ性, 固体側の熱容量, 液滴流量密度, サブクール度, 液滴径などの諸因子の影響について系統的な研究を行っている.

ところで, プール沸騰におけるぬれ開始条件は, 沸騰曲線上の MHF 点と密接に関連すると考えられており, 研究初期の段階において既に液過熱限界温度・自発核生成温度による温度支配型⁽⁵⁾と蒸気膜界面の Taylor 不安定による蒸気離脱に見合う蒸気供給のエネルギーの釣り合いに基づく熱流束支配型^(6,7)の2つの MHF 点モデルが提案されている.

Yao と Henry⁽⁸⁾は, MHF 点温度と電気導電率による固液接触割合を測定し, 1) MHF 点は必ずしも固液接触開始点と一致せず, 固液接触は高温側の膜沸騰域より既に生じていること, 2) MHF 温度は自発核生成温度或いは, Taylor 不安定モデルによって与えられることを報告している.

西尾・上村⁽⁹⁾, 西尾・坂口⁽¹⁰⁾は, 固液接触開始のトリガーとなる膜沸騰蒸気膜の斉時的崩壊と伝播の崩壊の2つの様式での MHF 点温度の特性が異なることを

* 原稿受付 2008 年 12 月 26 日.

^{*1} 正員, 佐賀大学理工学部(〒840-8502 佐賀市本庄町1).^{*2} 正員, フェロー, 佐賀大学海洋エネルギー研究センター.^{*3} 佐賀大学大学院工学系研究科機械システム工学専攻.

E-mail: mitutake@me.saga-u.ac.jp

示した。齊時的崩壊での MHF 点温度は、液過熱限界温度とほぼ等しくなる。一方、伝播的崩壊様式では、蒸気膜崩壊の伝播速度の減少とともに MHF 点温度は液過熱限界温度を超えて上昇することを報告している。

大竹ら⁽¹¹⁾は、ヒーター電極からの侵入型固液接触を制御した状況下での MHF 点温度の特性を測定し、伝播的崩壊様式に対する遷移沸騰域の解析モデルを提案している。

一方、スプレー冷却に対するぬれ開始条件に関して、例えば前出の大久保・西尾^(3,4)の研究では、 $\phi 15\text{ mm}$ の水平上向き面を用いて、表面のぬれ性、熱抵抗付加層などの諸因子が MHF 点温度に及ぼす影響が明らかにされている。しかし、鉄鋼業界では $50\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ にも達する高質量流束で高サブクールの水スプレー冷却が実施されている。大きな液体の運動量を伴う高質量流束冷却条件でのぬれ開始条件は、鋼材の冷却終了温度の予測精度向上に不可欠でその解明が望まれている⁽¹²⁾。

本研究では、ぬれ開始条件のモデル構築に必要な基礎データを系統的に得るために、著者らが開発した非定常熱伝導逆問題解析法⁽¹³⁾を用いて、高温面と冷却材の熱物性の組み合わせを変えて広範囲のサブクール度と質量流束の範囲に対してぬれ開始時の表面温度を測定結果について報告する。なお、本論文では、下向き高温面全体に上向きスプレーを散布し、高温面全体が比較的均一に冷却される状況について検討する。

主 要 記 号

a	: 温度伝導率
c	: 比熱
d_s	: スプレー散布直径
G	: 質量流束
q	: 熱流束
r	: 半径方向の座標
t	: 時間
T	: 温度
V	: 体積
z	: 軸方向の座標
β	: 固液の熱慣性比 ($=\sqrt{(\rho c \lambda)_s / (\rho c \lambda)_l}$)
ΔT_{sat}	: 壁面過熱度
ΔT_{sub}	: 液サブクール度
λ	: 熱伝導率
ρ	: 密度
(添字)	
0	: 初期状態
b	: 高温ブロック
cr	: 臨界点

i	: 固液接触界面
l	: 液体
m	: 時間平均値
MHF	: 極小熱流束点
q	: クエンチ
s	: 固体又はスプレー
sat	: 飽和状態
SHL	: 液体の過熱限界状態
w	: 高温面の表面
*	: ぬれ開始状態

2. 実験装置と実験方法

図1,2に実験装置全体と高温円柱ブロックをそれぞれ示す。図1の実験装置は、沸騰容器、液循環系統およびデータ収録システムの3つから構成される。

沸騰容器には、高温円筒ブロックを収納した高温ブロックカプセルとスプレーノズルが同心に設置されている。その内部は、還流凝縮器を介して大気開放されている。高温ブロックは、その周囲に巻き付けたシースヒーターにより一様に加熱される。さらに、ブロックから周囲への放熱を防ぐため、ブロックの周囲に断熱ヒーターが設置されている。図2の高温ブロックの材質は、銅、七三黄銅、炭素鋼(S45C)の3種類で、直径 $\phi 90\text{ mm}$ 、高さ 84 mm の円筒の下端部 ($\phi 89\text{ mm}$)の水平下向き面が冷却される。酸化膜形成による表面のぬれ性の変化を避けるため、高温面には $5\text{ }\mu\text{m}$ の金メッキが施されている。

ブロック内の温度変化は、高温面から深さ 2 mm および 5 mm の r - θ 平面上で半径方向に約 5 mm 間隔で8箇所ずつ、合計16点に挿入された接地型K型シース熱電対 ($\phi 1\text{ mm}$)で測定されている。その挿入孔は、放電加工によりブロック側面から各半径位置まで高温面と平行に穿孔されている。熱電対と挿入孔との隙間には、銀ペーストが充填されている。シース熱電対自身の温度応答の時定数は、 15 ms であった。

液タンクで所定の温度に調節された試験流体は、タービン流量計、流量調節弁、スプレーコックを介してスプレーノズルへ供給される。試験流体は、水とエタノールの2種類である。株式会社ニイクラ製円形フルコーンスプレーノズル (EX4 Type)を用いて、高温面上にスプレー液を供給した。高温面上でのスプレー散布径 d_s が $\phi 110\text{ mm}$ となるように、スプレーノズルと高温面の距離を調節した。スプレー流量密度とスプレー液滴径の分布については、実測していない。ただし、ノズルメーカーの技術資料によると、流量密度分布が台形のフルコーンスプレーノズルは、中心から散布径の約 $3/4$

まで平坦な流量密度分布を示す。従って、高温面上のほぼ全域が均一なスプレー流量密度で冷却されると考えて良い。また、代表的実験条件でのザウター平均径のカタログ値は、0.4 mm であった。スプレー液滴直径に分布が存在するため、スプレー冷却におけるぬれ開始温度或いは極小熱流束点温度に対する液滴径の影響を陽に調べた研究は少ないが、液滴径の影響は小さいことが指摘されている^{(13), (14)}。本研究では、比較的液滴密度が高い範囲で実験を行っているので、高温面上で液滴同士が合体して薄い液膜流を生じている。従って、スプレー液滴径の分布がぬれ開始温度に直接影響するとは考えにくい状況であることを記しておく。

データ収録システムは、ブロック温度、スプレー液温、スプレー体積流量をそれぞれサンプリング周波数 5 Hz で計測し、保存する。スプレー質量流束 G は、タービン流量計で測定した時間平均体積流量 $\dot{V}_{lm}$ に基づく次式を用いて評価した。

$$G = \rho_l(T_l) \dot{V}_{lm} / (\pi \cdot d_s^2 / 4) \quad (1)$$

ただし、 ρ_l , d_s は、それぞれ液温に基づく試験流体の密度、ノズル先端から高温面までの距離とスプレー撒布角の実測値から幾何学的に決まる高温面上でのスプレー撒布直径を示す。一例として、 $G = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ での水スプレーの撒布角は、48 deg であった。表面温度 T_w と表面熱流束 q_w の半径方向分布は、ブロック内部温度測定値を軸対称2次元熱伝導逆問題解析法⁽¹⁵⁾で評価して求めた。

実験範囲を表1に示す。スプレー撒布径 d_s は、高温面直径($\phi 89 \text{ mm}$)より大きい $\phi 110 \text{ mm}$ に設定されている。ここでは、撒布径が高温面より大きい場合を全面スプレーと呼び、小さい場合の部分スプレーと区別して呼ぶことにする。

実験は、以下の手順で行われた。最初に高温ブロックと試験液体を所定の温度まで加熱する。シースヒーターと断熱ヒーターの電力調節によって、高温ブロック内の半径方向および軸方向の温度が所定の温度に対して 1 K 以内に維持する。その後、高温ブロックを直接加熱するシースヒーターの電源を切ると同時にデータ収録システムを起動し、スプレーコックを開いて冷却を開始させた。

断熱ヒーターへの電力供給は、スプレー冷却中も継続して行い、冷却面以外のブロック表面からの放熱の影響を防いだ。また、シースヒーター電源切断後、スプレーを供給しない状態で高温面からの放熱による測温点の冷却速度は、初期温度 500 °C でも高々 5.6 K/min

1:Boiling vessel, 2:Hot block capsule, 3:Cylindrical hot block, 4:Spray nozzle, 5:Sheth heater, 6:Guard heater, 7:Window, 8:Liquid tank, 9:Turbine flow meter, 10:Flow control valve, 11:Spray cock, 12: Thermocouple, 13:Tank heater, 14:Air compressor, 15:Pressure regulator, 16:Air cock, 17:Signal conditioner, 18:Ice box, 19:Data logger, 20:Computer

Fig.1 Schematic of the experimental setup

Fig.2 Cylindrical hot block and positions of thermocouples

Table 1 Experimental condition

Material of block	Copper	Brass 70%Cu, 30%Zn	Carbon Steel 0.45%C
Thermal inertia of block ($\rho\lambda$) _s ^{1/2} , kJ/(m ² ·K·s ^{1/2})	37.2	20.3	12.6
Test liquid	Water	Ethanol	
Subcooling of liquid ΔT_{sub} , K	20, 50, 80	20, 30, 40, 50, 60	
Thermal inertia of liquid ($\rho\lambda$) _l ^{1/2} at ΔT_{sub} = 50 K , kJ/(m ² ·K·s ^{1/2})	1.59	0.60	
Diameter of spray area d_s , mm	110		
Mass flux of spray G , kg/(m ² ·s)	1.0, 1.8, 3.6, 6, 9	1, 3, 6, 9, 12	
Initial block temperature $T_{b,i}$, °C	400, 500	300, 400	

Table 2 Uncertainty in measurements.

Block temperature T_b	$\delta T_b = \pm 0.5 \text{ }^\circ\text{C}$ at 250 °C
Liquid temperature T_l	$\delta T_l = \pm 0.2 \text{ }^\circ\text{C}$ at 50 °C
Mass flux G	$\delta G/G = \pm 18\%$

程度であったため、メインヒーター電源遮断からスプレー冷却開始までの約1 s間の高温ブロック内の温度分布の変化は、無視しても差し支えない。

表2に測定の不確かさ範囲をまとめて示す。

3. 実験結果と考察

3・1 ブロック温度変化 図3に表面からの深さ $z = 2 \text{ mm}$ の各测温半径位置でのブロック温度と沸騰の音圧レベル変化の1例を示す。条件は、初期温度 $T_{bo} = 450^\circ\text{C}$ の黄銅、サブクール度 $\Delta T_{sub} = 20 \text{ K}$ の水、質量流速 $G = 6 \text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ である。音圧レベルは、最大レベルで基準化されたものである。

高温面上の観察と音圧レベル測定結果から推察すると、高温ブロックの温度変化は、図中のA～Dで示される4つの冷却過程、すなわちA:非ぬれ領域、B:遷移沸騰域、C:核沸騰領域、D:単相強制対流領域を経て、最終的に液温と平衡状態に至ると考えられる。非ぬれ領域Aでは、緩やかな温度降下と比較的小さな音響のレベルを示すのが特徴で、肉眼観察で高温面上を安定的にぬらしている液の存在は確認できなかった。その後の遷移沸騰域Bでは、音圧レベルとブロック温度の冷却速度が急激に大きくなる。遷移沸騰域での音圧レベルの上昇は、激しい発泡音を伴う核沸騰領域が高温面上で占める割合が増加していることを示す。また、ブロック温度の急激な降下は、最も外周に近い测温位置 $r = 37.5 \text{ mm}$ で最初開始され、その後高温面中心部の测温点へと伝播していることが分かる。このような温度変化が生じるのは、ぬれ回復位置が外周部から中心に向かって移動しているためである。核沸騰領域Cでは、大きな沸騰音の発生と共に沸騰容器内での蒸気の生成が観察された。その後の単相強制対流領域Dでは、再び緩やかな温度降下を示す。このとき、高温面上は薄液膜流で覆われた状態にある。

3・2 表面温度および表面熱流束変化 ブロック温度から軸対称熱伝導逆問題解析によって得られた表面温度 T_w と表面熱流束 q_w の半径方向分布の代表例を図4～6に示す。

図4, 5は、 $T_{bo} = 400^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 20 \text{ K}$, $G = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ の水スプレー冷却時の銅と炭素鋼の結果をそれぞれ示す。非ぬれ領域Aの T_w と q_w の半径方向分布に注目すると、銅では半径方向にほぼ一様分布である。なお、図示されていない他の条件の銅および黄銅の結果は、すべて半径方向にほぼ一様な T_w と q_w の分布を示した。一方、炭素鋼においては、領域Aが終了する急冷開始時刻での T_w の半径方向分布に示されるように、中心から $r = 20 \text{ mm}$ 付近まで T_w は平坦な分布を示

Fig.3 Variations of the block temperature at $z = 2 \text{ mm}$ and boiling sound pressure level.

(a) Surface temperature (b) Surface heat flux
Fig.4 Variations of T_w and q_w with time for Water-Copper, $T_{bo} = 400^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 20 \text{ K}$, $G = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$

(a) Surface temperature (b) Surface heat flux
Fig.5 Variations of T_w and q_w with time for Water - Carbon steel, $T_{bo} = 400^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 20 \text{ K}$, $G = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$

(a) Surface temperature (b) Surface heat flux
Fig.6 Variations of T_w and q_w with time for Water - Carbon steel, $T_{bo} = 500^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 50 \text{ K}$, $G = 6 \text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$

し、その外側では外周部に行くに従い緩やかに低下している。このような外周部での T_w の降下は、水スプレー冷却時の炭素鋼において、 ΔT_{sub} と G の増加とともに大きく生じていた。熱慣性 $\rho c \lambda$ が小さな炭素鋼では、熱伝導による固体内部から表面への熱供給が小さくなるため、端部での冷却すなわち端面効果が大きく現れるためである。従って、本研究で用いたブロックに対して、 $r = 20 \text{ mm}$ 以下の範囲、つまり高温面外周($\phi 89 \text{ mm}$)から 24.5 mm 以上離れると、 T_w に対する端面効果の影響が無視できる程小さくなることが分かった。しかし、いずれの材質においても外周部から中心に向かうぬれ回復位置の移動速度が速いため、ぬれ回復による T_w の急冷と q_w の上昇は、高温面上でほぼ同時に生じていた。このため、端面効果の影響が殆ど生じない銅・黄銅では、冷却の全過程を通して、 T_w と q_w は半径方向に一樣な分布を示した。

図6は、 $T_{bo} = 500^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 50 \text{ K}$, $G = 6 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の水スプレー冷却の炭素鋼の結果である。図5と比べて端部により顕著な T_w の低温領域 (Cold spot) が存在しているが、その影響は $r < 20 \text{ mm}$ の中心部まで拡大せず、周辺部を除いて高温面全体で T_w の急冷がほぼ同時に生じており、端面効果の影響は限定的である。

図7, 8に $r = 10 \text{ mm}$ における T_w と q_w の時間変化を銅と炭素鋼に対して示す。図7は、材質が銅、 $T_{bo} = 400^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 80 \text{ K}$ の水スプレー冷却条件の下で、質量流束 $G = 1, 6, 9 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の結果を比較したものである。一方、図8は材質が炭素鋼、 $T_{bo} = 300^\circ\text{C}$, $G = 6 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$, エタノール冷却条件でサブクール度 $\Delta T_{sub} = 20, 40, 65 \text{ K}$ の結果を比較したものである。図中 T_w と q_w は、実線と破線で示されている。A-Dで示される各時間領域は、 T_w と q_w の時間変化と状況観察に基づいた冷却過程の分類で以下にその詳細を示す。ただし、この分類は、図7, 8に対して $G = 1 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ と $\Delta T_{sub} = 20 \text{ K}$ の条件に対して記入されている。

領域 A (非ぬれ領域) : 高温面上での定常的なぬれが抑制される。 q_w は、ほぼ一定或いは時間と共に緩やかに減少し、 T_w の冷却速度は遅い。

領域 B (遷移沸騰域) : q_w が極小値を示してから最大熱流束に至る。固液接触の時間と空間的割合の増加に伴い、 q_w の急上昇と T_w の急降下を示す。

領域 C (核沸騰域) ・領域 D (単相強制対流域) : 高温面上で定常的なぬれ状態が回復し、核沸騰或いは単相強制対流熱伝達による冷却が行われる。

図7, 8より、冷却開始から T_w の急速な降下が始まるまでの遅れ時間、つまり領域Aの期間は、 G と ΔT_{sub} の減少に伴い長くなることが分かる。領域Bで q_w は極小値に到達後、最大熱流束まで急激に増加すると同時に、 T_w が不連続的に急激な温度降下を示す。なお、図示されていないが、初期温度 T_{bo} が 400°C 以下の水および 300°C 以下のエタノールの条件では、高温面上にスプレー液が到達直後にぬれ状態が回復するため、図7, 8に示される領域Aに相当する期間が非常に短くなり、領域B, Cに対応する急冷より開始され、熱流束変化には明確な極小値が現れなかった。

Fig.7 Surface temperature and surface heat flux (Effect of G on T_w and q_w)

Fig.8 Surface temperature and surface heat flux (Effect of ΔT_{sub} on T_w and q_w)

Fig.9 Boiling curve for ethanol spray, carbon steel, $T_{bo} = 300^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 20, 40, 65 \text{ K}$, $G = 6 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$, $r = 10 \text{ mm}$

参考までに図8に示される T_w と q_w の時系列データより作成した沸騰曲線を図9に示す。図9中の沸騰曲線上の各プロット点は20 s 間隔での値を示し、各点の間隔より沸騰曲線上での非定常変化の早さが理解できる。図9より、通常の沸騰曲線と同様の結果が得られていることが分かる。特に、核沸騰領域で現れている逆勾配の範囲は、温度サンプリング周波数が5 Hz と低いと、推定結果に時間応答遅れの影響が現れている可能性がある。極小熱流束(MHF)点に対応する過熱度は、 $\Delta T_{sub} = 20, 40, 65$ K と増加するに従い、108 K, 116 K, 122 K と若干上昇する。また、 q_w が極小値に到達後最大熱流束点まで冷却が急速に進行することが分かる。

3・3 めれ開始温度とクエンチ温度の定義 めれ開始に伴う急冷開始を決定する方法として、従来金属の熱処理などの現場では、 T_w と q_w を同時に評価することが困難なので、簡単に測定できる冷却曲線上でクエンチ点の温度を便宜的に定義して用いられている。例えば、クエンチ温度を非ぬれ域と遷移沸騰域の温度履歴に対して引いた直線の交点としてデータを整理した例もある⁽¹⁶⁾。しかし、クエンチ点付近の冷却曲線の変化は、固体の熱慣性 $\rho c \lambda$ の影響を強く受ける。急峻な変化が冷却曲線に現れない場合には、線を引くことが難しく、クエンチ温度の不確かさの度合いが増すことになる。

そこで、本研究では、図7,8に示されるようなスプレー冷却中の T_w と q_w に対して、従来の研究に倣ってぬれ開始温度 T_w^* とクエンチ温度 T_{wq} を次のように定義した。すなわち、 q_w の時間変化において極小値に到達した時刻をぬれ開始時刻 t^* とし、時刻 t^* での表面温度をぬれ開始温度 T_w^* とした。また、 q_w が急上昇を開始する時刻(変曲点の時刻に対応)をクエンチ開始時刻 t_q とし、そのときの表面温度をクエンチ温度 T_{wq} とした。ところで、このぬれ開始温度 T_w^* の定義は、高温面上で固液接触が生じている空間的・時間的割合が時間と共に増加に転じる点での q_w が極小点となることを示す。また、クエンチ温度 T_{wq} の定義は、固液接触割合の増加に伴って表面熱流束が急上昇する点、すなわち急冷開始点を示す。

このぬれ開始温度 T_w^* は、図7,8中の T_w の冷却曲線上の二重丸シンボルで示されている。なお、全面スプレーの条件では、図7,8に示されるように q_w が極小値に到達後、直ちに急上昇を生じるため、 $T_w^* = T_{wq}$ となった。ぬれ開始時刻 t^* は、 T_w が時刻に対して不連続的に折れ曲がる時刻にほぼ対応する。また、図7,8から、 $T_w^* (= T_{wq})$ は、 G 或いは ΔT_{sub} の増加に対して高温化することが分かる。

3・4 めれ開始温度とクエンチ温度の半径方向分布

前節で定義されたぬれ開始温度 T_w^* とクエンチ温度 T_{wq} は、図4に示されるように T_w と q_w の半径方向分布がかなり一様で、高温面上でのぬれ回復がほぼ同時に起きる場合、 T_w^* や T_{wq} が生じる位置は半径位置とは独立となる。一方、ぬれ状態の回復が高温面上をゆっくりと伝播する場合には、 T_w^* と T_{wq} が生じる位置は半径方向に変化する可能性が十分考えられる。そこで、図10に T_w^* をその評価位置で整理した例を示す。

(a) Spray condition for higher cooling rate
($T_{bo} = 500^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 50$ K, $G = 6$ kg/(m²·s))

(b) Spray condition for lower cooling rate
($T_{bo} = 400^\circ\text{C}$, $\Delta T_{sub} = 20$ K, $G = 1$ kg/(m²·s))

Fig.10 Variation of T_w^* with r for carbon steel

Fig.11 Variation of $T_w^* (= T_{wq})$ with $G\Delta T_{sub}$.

図10は、水の全面スプレーを受ける炭素鋼で $\Delta T_{sub} = 50\text{ K}$, $G = 6\text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ と $\Delta T_{sub} = 20\text{ K}$, $G = 1\text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の結果を示す。先行冷却が生じる高温面端部の T_w^* は、高温面中心部の T_w^* に対して10 K~30 K程度低い値を示すことが分かる。ただし、外周の先行冷却部の影響は $r > 20\text{ mm}$ に限定されており、 $r < 20\text{ mm}$ の中心部では数 Kの偏差で一定の T_w^* の値を示すことが分かる。

3・5 めれ開始温度とクエンチ温度に対する実験パラメータの影響 図11にぬれ開始温度 T_w^* を質量流速とサブクール度との積 $G\Delta T_{sub}$ で整理した結果を示す。全面スプレー条件では、 T_w^* と T_{wq} が等しいため、図11では T_{wq} を区別して表示していない。 $G\Delta T_{sub}$ は、スプレーの顕熱輸送量と関係するパラメータであるが、任意の G と ΔT_{sub} との組み合わせに対するぬれ開始温度との相関が良好であるため、ここでは暫定的に整理パラメータとして用いた。なお、図11の T_w^* が現れる位置は、高温面端部の先行冷却域の影響を受けない位置 $r = 15\text{ mm}$ に固定した。また、図中一点鎖線は $\Delta T_{sub} = 50\text{ K}$ の水或いは $\Delta T_{sub} = 60\text{ K}$ のエタノールと高温面との半無限体同士の接触熱伝導時の固液界面温度⁽¹⁷⁾ T_i がちょうど液過熱限界温度⁽¹⁸⁾ T_{SHL} と等しくなる固体側温度 T_s を参考までに記入したもので、 T_s と T_{SHL} は、それぞれ式(2)と(3)で与えられる。

$$T_s - T_i = (1 + \beta) / \beta \cdot (T_{SHL} - T_i) \quad (2)$$

$$\begin{aligned} T_{SHL} - T_{sat} \\ = [0.905 - T_{sat} / T_{cr} + 0.095 (T_{sat} / T_{cr})^8] \cdot T_{cr} \end{aligned} \quad (3)$$

図11より、 T_w^* は、いずれの固体と液体の組み合わせにおいても、 $G\Delta T_{sub}$ の増加に伴い上昇する領域Ⅰと $G\Delta T_{sub}$ に対してほぼ一定値を示す領域Ⅱに分類されることが分かる。さらに、領域Ⅱの T_w^* は、一点鎖線で示した T_{SHL} に対応する固体温度 T_s とほぼ同じであることから、ぬれ開始条件が温度支配型の条件となることが分かる。

また、 T_w^* は水スプレー条件の炭素鋼を除くと、初期温度 T_{bo} と独立な関係にある。これは、3・2節および3・4節で述べたように、炭素鋼では T_{bo} が T_{SHL} （水は約300℃）より十分高くなく、冷却開始直後に端部でぬれが回復し、ぬれている領域が高温面上を中心に向かってゆっくりと広がるためである。この状況では、図6に示されるように、先行冷却域での冷却の影響が半径方向の熱伝導によって、ぬれが生じていない領域まで及び、その結果ぬれ開始温度が低くなる傾向を示す。しかし、同じ炭素鋼でもエタノールの条件では、 $T_{bo} = 300\text{ °C}$ でもエタノールの T_{SHL} （約190℃）より100 K高いため、 $T_{bo} = 400\text{ °C}$ の結果と一致し、 T_{bo} の影響は現

れていない。このように、 $T_{bo} - T_{SHL}$ の値が、固体の熱慣性だけでなく液体の物性に依存したある温度以上となると、 T_w^* は T_{bo} と独立な関係となるようである。本実験での $G\Delta T_{sub}$ の範囲で、炭素鋼・水と炭素鋼・エタノールに対して、この温度は、少なくともそれぞれ200 Kと100 Kとなる。

領域Ⅰでは、固液界面温度 T_i （式(2)で T_{SHL} を T_i 、 T_s を T_w^* と置くと得られる）が T_{SHL} 以下の温度よりぬれが始まる。領域Ⅰの $G\Delta T_{sub}$ の上限値は、液体の潜熱と比熱が小さくかつ固体側の $\rho c \lambda$ が大きいほど大きくなっている。つまり、より大きな $G\Delta T_{sub}$ の範囲まで界面温度が T_{SHL} を下回っても表面がぬれられないことを意味する。このことから、領域Ⅰでのぬれ開始条件が固体側から液体側への供給熱量と関連していると予想される。領域Ⅰでのぬれ開始を抑制している因子として、高温面との瞬間的な固液接触による正味の蒸気生成、つまり蒸気の運動量による高温面上への液の付着が阻止される状況が考えられる。この点については、更に検討が必要である。

4. 結 論

試験液体として水、エタノールを用いて高温面全体が比較的均一に冷却される全面スプレー冷却実験を行った。そして、 q_w が極小値を示すときのぬれ開始温度 T_w^* と表面温度の急激な降下を開始する時のクエンチ温度 T_{wq} の特性を調べた。その結果、以下のことが明らかとなった。

1. 高温面全体が比較的均一に冷却される全面スプレー条件では、ぬれの開始が高温面上でほぼ同時に起こる。このとき、 T_w^* と T_{wq} は同じ温度を示す。 $G\Delta T_{sub}$ で整理された T_w^* は、 $G\Delta T_{sub}$ と共に増加する領域Ⅰと液過熱限界温度 T_{SHL} にほぼ対応した上限温度で一定となる領域Ⅱに分類される。
2. T_w^* に対する高温面の初期温度の依存性は、初期温度が液過熱限界温度 T_{SHL} よりも固体側の熱慣性と液体の物性に依存したある温度以上高くなると消失する。

謝 辞

本研究の一部は、科研費（基盤(B) 20360101）の補助を受けたものである。また、本研究の実施に当たり、佐賀大学理工学部技術職員 中島 賢一氏および当時佐賀大学大学院生 三上 晃君、穴井 喬君、当時佐賀大学卒論生 松田智史君、馬場大輔君の協力を得た。ここに記して謝意を表す。

文 献

- (1) Mitsuzuka, M., Study on the Spray Cooling of Steel Plate at High Temperature, *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 54, No.14 (1968), pp. 1457-1471.
- (2) Toda, S., A Study of Mist Cooling : 1st Report, Experimental Investigations on Mist Cooling by Mist Flow Sprayed Vertically on Small and Flat Plates Heated at High Temperatures, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol. 38, No.307 (1972), pp. 581-588.
- (3) Ohkubo, H. and Nishio, S., Transient Heat Transfer Characteristics of Mist Cooling from Horizontal Upward-Facing Surface, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 57, No.539 (1991), pp. 2349-2354.
- (4) Ohkubo, H. and Nishio, S., Transient Heat Transfer Characteristics of Mist Cooling from Horizontal Upward-Facing Surface, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 57, No.539 (1991), pp. 2349-2354.
- (5) Spiegler, P., Hopenfeld, J., Silberberg, M. and Bumpus Jr., C. F., Onset of stable film boiling and the Foam Limit, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.6, (1963), pp. 987-994.
- (6) Berenson, P.J., Film-Boiling Heat Transfer from a Horizontal Surface, *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer*, Vol.83, (1961), pp.351-358.
- (7) Henry, R.E., A Correlation for Minimum Film Boiling Temperature, *Heat Transfer-Research and Design, AIChE Symposium Series*, Vol.70, No.138 (1974), pp. 81-90.
- (8) Yao, S.C. and Henry, R.E., An Investigation of the Minimum Film Boiling Temperature on Horizontal Surfaces, *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer*, Vol.100, No.2 (1978), pp. 260-267.
- (9) Nishio, S. and Uemura, M., Study on Film Boiling Heat Transfer and Minimum Heat Flux Condition for Subcooled Boiling (1st Report, Pool Boiling of Water at Atmospheric Pressure from Platinum Sphere), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol.52, No.476 (1986), pp.1811-1816.
- (10) Nishio, S. and Sakaguchi, K., Study on Film Boiling Heat Transfer and Minimum Heat Flux Condition for Subcooled Boiling (2nd Report, Pool Boiling of Water at Subatmospheric Pressure from Horizontal Platinum Cylinder), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol.53, No.490 (1987), p.1781-1786.
- (11) Ohtake, H., Hasegawa, H. and Koizumi, Y., Study on Propagative Collapse of a Vapor Film Boiling (Mechanism of Vapor Film Collapse at Wall Temperature above the Thermodynamic Limit of Liquid Superheat), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 66, No.652 (2000), pp. 3143-3151.
- (12) Serizawa, Y., Cooling Technology in Steel Making Process, *CAMP-ISIJ*, Vol.21, (2008), pp. 1125-1126.
- (13) Choi, K.J. and Yao, S.C., Mechanisms of Film Boiling Heat Transfer of Normally Impacting Spray, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.30, No.2(1987), pp.311-318.
- (14) Ohokubo, H. and Nishio, S., Cooling Control in TMCP of Steel, *Seisan-Kenkyu*, Vol.42, No.6 (1990), pp.341-346.
- (15) Monde, M., Woodfield, P.L., Mitsutake, Y. and Matsueda, H., Improvement of Inverse Solution in Heat Conduction Using Laplace Transformation, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol. 71, No.710 (2005), pp. 2523-2530.
- (16) The Japan Society of Mechanical Engineers ed., *Boiling Heat Transfer and Cooling*, (1989), p. 194, Nihon Kogyo Shuppan.
- (17) Carslaw, H.S. and Jaeger, J.C., *Conduction of Heat in Solids*, (1959), p.88-89, Oxford University Press.
- (18) Lienhard J.H., Correlation for the Limiting Liquid Superheat, *Chemical Engineering Science*, Vol.31, (1976), pp. 847-849.