

## 鋼板の表面性状がスプレー冷却特性に及ぼす影響に関する研究

福田, 啓之

<https://hdl.handle.net/2324/7443408>

---

出版情報 : Kyushu University, 2025, 博士 (工学), 課程博士  
バージョン :  
権利関係 :



博士論文

鋼板の表面性状がスプレー冷却特性に及ぼす影響  
に関する研究

2026 年 1 月

九州大学大学院 工学府

福田 啓之

# 目次

|                         |    |
|-------------------------|----|
| 記号 .....                | 3  |
| 第1章 序論 .....            | 5  |
| 1.1 研究の背景 .....         | 5  |
| 1.2 従来の研究 .....         | 8  |
| 1.3 本研究の目的と構成 .....     | 15 |
| 第2章 スケール厚さの影響 .....     | 17 |
| 2.1 試料作製 .....          | 17 |
| 2.2 実験装置 .....          | 18 |
| 2.2.1 スプレー冷却実験装置 .....  | 18 |
| 2.2.2 衝風冷却実験装置 .....    | 20 |
| 2.3 実験方法および実験条件 .....   | 21 |
| 2.3.1 スプレー冷却実験 .....    | 21 |
| 2.3.2 衝風冷却実験 .....      | 22 |
| 2.4 母材表面での温度履歴の解析 ..... | 23 |
| 2.5 実験結果および考察 .....     | 24 |
| 2.5.1 スプレー冷却実験 .....    | 24 |
| 2.5.2 衝風冷却実験 .....      | 30 |
| 2.5.3 考察 .....          | 33 |
| 2.6 まとめ .....           | 38 |
| 第3章 スケールの種類の影響 .....    | 40 |
| 3.1 試料作製 .....          | 40 |
| 3.2 熱物性測定 .....         | 41 |
| 3.3 実験装置 .....          | 43 |
| 3.4 実験方法および実験条件 .....   | 44 |
| 3.5 表面近傍の温度算出 .....     | 46 |
| 3.6 液滴衝突直前の液温の検証 .....  | 47 |
| 3.7 液滴の接触挙動 .....       | 50 |
| 3.8 実験結果および考察 .....     | 52 |
| 3.8.1 スケール種類の影響 .....   | 52 |
| 3.8.2 液滴水温の影響 .....     | 59 |

|                                   |     |
|-----------------------------------|-----|
| 3.8.3 考察 .....                    | 65  |
| 3.9 まとめ .....                     | 72  |
| 第4章 表面粗さの影響 .....                 | 73  |
| 4.1 試料作製 .....                    | 73  |
| 4.1.1 ショットブラスト加工材 .....           | 73  |
| 4.1.2 レーザー加工材 .....               | 75  |
| 4.2 実験装置 .....                    | 80  |
| 4.2.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験装置 ..... | 80  |
| 4.2.2 レーザー加工材を用いた冷却実験装置 .....     | 80  |
| 4.3 実験方法および実験条件 .....             | 82  |
| 4.3.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験 .....   | 82  |
| 4.3.2 レーザー加工材を用いた冷却実験 .....       | 83  |
| 4.3.3 表面温度の解析 .....               | 83  |
| 4.4 実験結果および考察 .....               | 84  |
| 4.4.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験結果 ..... | 84  |
| 4.4.2 レーザー加工材を用いた冷却実験結果 .....     | 93  |
| 4.4.3 考察 .....                    | 98  |
| 4.5 まとめ .....                     | 107 |
| 第5章 結論 .....                      | 109 |
| 謝辞 .....                          | 112 |
| 文献 .....                          | 113 |
| 図表総覧 .....                        | 122 |

## 記号

|          |               |                                           |
|----------|---------------|-------------------------------------------|
| $A$      | : 表面積         | [m <sup>2</sup> ]                         |
| $Bi$     | : ビオ数         | [-]                                       |
| $D$      | : 直径          | [m]                                       |
| $E$      | : 蒸発潜熱        | [J/kg]                                    |
| $F$      | : 形態係数        | [-]                                       |
| $G$      | : 試料厚さ        | [m]                                       |
| $H$      | : マイクロピラーの高さ  | [m]                                       |
| $J$      | : 流量密度        | [m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> ・s)]     |
| $K$      | : 熱通過量        | [W]                                       |
| $L$      | : 距離          | [m]                                       |
| $Pr$     | : プラントル数      | [-]                                       |
| $Q$      | : 熱量          | [J]                                       |
| $R$      | : 半径          | [m]                                       |
| $S$      | : 断面積         | [m <sup>2</sup> ]                         |
| $R$      | : 熱抵抗         | [K/W]                                     |
| $Ra$     | : 算術平均粗さ      | [μm]                                      |
| $Re$     | : レイノルズ数      | [-]                                       |
| $Sa$     | : 算術平均高さ      | [μm]                                      |
| $T$      | : 温度          | [°C]                                      |
| $V$      | : 体積          | [m <sup>3</sup> ]                         |
| $W$      | : マイクロピラーの幅   | [m]                                       |
| $We$     | : ウェーバー数      | [-]                                       |
| $c$      | : 比熱          | [J/(kg・K)]                                |
| $h$      | : 熱伝達率        | [W/(m <sup>2</sup> ・K)]                   |
| $k$      | : 熱伝導率        | [W/(m・K)]                                 |
| $p$      | : マイクロピラーのピッチ | [m]                                       |
| $t$      | : 時間          | [s]                                       |
| $v$      | : 速度          | [m/s]                                     |
| $x$      | : スケール表面からの距離 | [m]                                       |
| $\alpha$ | : 熱拡散率        | [mm <sup>2</sup> /s]                      |
| $\beta$  | : 熱浸透率        | [J/(m <sup>2</sup> ・s <sup>0.5</sup> ・K)] |

|               |                                           |                                       |
|---------------|-------------------------------------------|---------------------------------------|
| $\gamma$      | : 表面張力                                    | [N/m]                                 |
| $\varepsilon$ | : 輻射率                                     | [-]                                   |
| $\mu$         | : 粘性係数                                    | [Pa・s]                                |
| $\rho$        | : 密度                                      | [kg/m <sup>3</sup> ]                  |
| $\sigma$      | : ステファン・ボルツマン定数( $=5.67 \times 10^{-8}$ ) | [W/(m <sup>2</sup> ・K <sup>4</sup> )] |
| $\tau$        | : 接触時間                                    | [s]                                   |

## 添字

|       |             |
|-------|-------------|
| a     | : 空気        |
| b     | : マイクロピラー底部 |
| c     | : 液体/固体接触界面 |
| d     | : 液滴        |
| f     | : 冷媒        |
| i     | : スケール/母材界面 |
| l     | : 液体        |
| m     | : モデル       |
| max   | : 最大値       |
| p     | : マイクロピラー上面 |
| r     | : 試料裏面      |
| s     | : 試料表面      |
| sat   | : 飽和温度      |
| scale | : スケール      |
| steel | : 鉄         |
| tc    | : 熱電対       |
| w     | : 固体        |

# 第1章 序論

## 1.1 研究の背景

近年の地球環境対策における CO<sub>2</sub> 排出量の削減は、世界共通の喫緊の課題であり、様々な分野でカーボンニュートラル社会の実現に向けた取り組みがなされている。日本においては、「2050 年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略」が策定され、産業政策とエネルギー政策の両面から、成長が期待される重要分野で高い目標が掲げられ、様々な政策がなされている。

これに賛同した日本の鉄鋼業界は、製造プロセスにおける省エネおよび CO<sub>2</sub> 排出削減のみならず、長期的・抜本的な CO<sub>2</sub> 排出削減技術の開発に着手している。また、高機能鋼材の供給による鉄鋼製品の使用段階での CO<sub>2</sub> 排出削減にも貢献することを掲げている。

自動車や船舶では、燃費向上や軽量化の観点から高強度鋼板の適用拡大が進められている。コンテナ船では、コンテナ 1 つあたりの輸送燃料の削減を目的として、大型化が進んでいる。このような大型コンテナ船で使用される鋼材には、強度だけでなく、靱性も求められている。

また、従来の化石燃料から、使用時に CO<sub>2</sub> を排出しない電気やアンモニア・水素などのカーボンニュートラル燃料を利用する技術が期待されている。その中で、トータル調達コストの観点から、アンモニアが海外から輸入されていることが想定されている。アンモニアの貯蔵や輸送のタンクには鋼板が使用されるが、応力腐食割れのリスクが懸念されている。このため、低降伏値の細粒鋼で、かつ溶接性や低温靱性など複合的な仕様を満足する鋼板が必要となる。

さらに、カーボンニュートラルへの移行期では、石油や石炭から CO<sub>2</sub> 排出の少ない天然ガスの使用拡大が想定されている。天然ガスのパイプラインでは、SCC（硫化水素割れ）の対策が必要であり、低表層硬度の鋼板が求められている。

上記に示したような、様々な特性を有する製品仕様を満足させるため、4 つの強化機構（固溶強化、析出強化、転移強化または変態強化、結晶粒微細化強化）を複合的に活用して製造している。これらは、塑性変形を発生させる転移の移動を阻害することで、降伏強度や破断強度の増大を図っており、合金添加の成分調整と製造時の加工熱履歴のプロセスを最適に活用することで、所望の材質を得ている。

その中で、コスト競争力を維持しつつ、従来の製造方法と比較して、製造条件範囲を

拡大させ、結晶粒を飛躍的に微細化することを可能にした技術が制御圧延と加速冷却を組み合わせた TMCP (Thermo-Mechanical Control Process) である。

制御圧延とは、オーステナイトまで加熱された素材を、未再結晶温度域に制御して圧延することである。これにより、オーステナイト結晶粒を微細化するとともに、結晶粒内に加工歪を蓄積させて、その後の冷却工程での変態核生成サイトを増加させている。

加速冷却とは、オーステナイトから生成するフェライトの粒成長を抑制するために、急速に冷却することである。また、平衡変態温度からの過冷度を大きくすることで、核生成しやすくなるとともに、所定の温度まで冷却することで、ベイナイトやマルテンサイトなど高強度の金属組織を得ることが可能となる。鋼の化学成分にもよるが、ベイナイトは 550 °C ~ 200 °C で生成し、それより低い温度でマルテンサイトが生成する。近年の複合的な仕様を満足させるために、ベイナイト組織が積極的に活用されている。これらの金属組織を得るために、鉄鋼製造プロセスにおいては、冷却能力に対する経済性の観点から、水冷が広く採用されている。

次に鉄鋼の製造ラインに採用されている冷却設備について記す。自動車用鋼板などの薄板を製造する熱延工場の仕上圧延後に設置されているランアウト冷却設備では、上面にはΦ20 mm 程度の棒状の冷却水を噴射するノズルを幅方向に複数列並べたパイプラミナーや、幅方向均一に膜状の冷却水を噴射するスリットラミナーが設置されている。また、下面にはパイプラミナーやスプレーノズルが設置されている。熱延の冷却設備は厚板と比較すると、比較的どこも同様の冷却装置が設置されている。一方、厚板工場に設置されている加速冷却設備は、各社の戦略設備となっており、独自開発されたものも多く、パイプラミナーおよびスリットラミナーやスプレーだけでなく、気液混合ミストや高密度ラミナーなどの冷却方式を採用した装置が設置されている。

上記で示した冷却設備に求められる仕様の特徴について記す。熱延および厚板とも、所定の冷却能力と幅方向の冷却均一性である。熱延のランアウト冷却設備では、さらに冷却水の ON-OFF 特性が求められる。これは、仕上圧延後の鋼板は 10 m/s 程度と高速で搬送され、仕上圧延中の長手方向で速度が変化するため、冷却終了温度をフィードバック制御しているためである。

一方、厚板工場の加速冷却設備では、板厚が厚いために冷却中に板厚方向に温度差が生じ、表面温度から板厚方向の平均的な温度を把握しにくく、冷却後に板厚方向に温度分布が小さくなったタイミングで冷却の結果が把握できる。しかし、熱延鋼板と比較すると、板長さも短いために、温度が把握できるタイミングでは、冷却装置を通過した後がほとんどであり、板内でのフィードバック制御は実施していない。また、板幅も大き

いため、鋼板上面を冷却した後の板上水があるために、幅方向の冷却均一性を確保することが、特に課題となる。

また、鉄鋼での水冷却は、沸騰状態が変化する場合がある。Fig. 1.1 に、沸騰曲線を示す。高温側では、鋼板と冷却水の間に蒸気膜が存在する膜沸騰領域、低温側では、鋼板表面での気泡発生が主体となる核沸騰領域、その中間の核沸騰と膜沸騰が混在する遷移沸騰領域が存在する。その中で、遷移沸騰領域は冷却制御が難しい。これは、遷移沸騰領域のみが、鋼板表面温度が低いほど熱流束が高くなり、冷却前に存在していた温度差が拡大してしまうためである。鉄鋼の冷却は通常、膜沸騰が発生するような温度域から開始されるため、遷移沸騰領域は長年の課題である。膜沸騰から遷移沸騰へ移行する現象をクエンチと呼び、意図しないクエンチが発生すると、冷却ばらつきによって、所望の組織が得られず、機械特性が得られない場合や鋼板形状が悪化する場合がある。再熱処理や形状矯正の追加工程で改善する場合もあるが、できない場合には、改めて製造する必要がある。また、形状が特に悪い場合には、搬送性が悪化し、生産性が低下する。

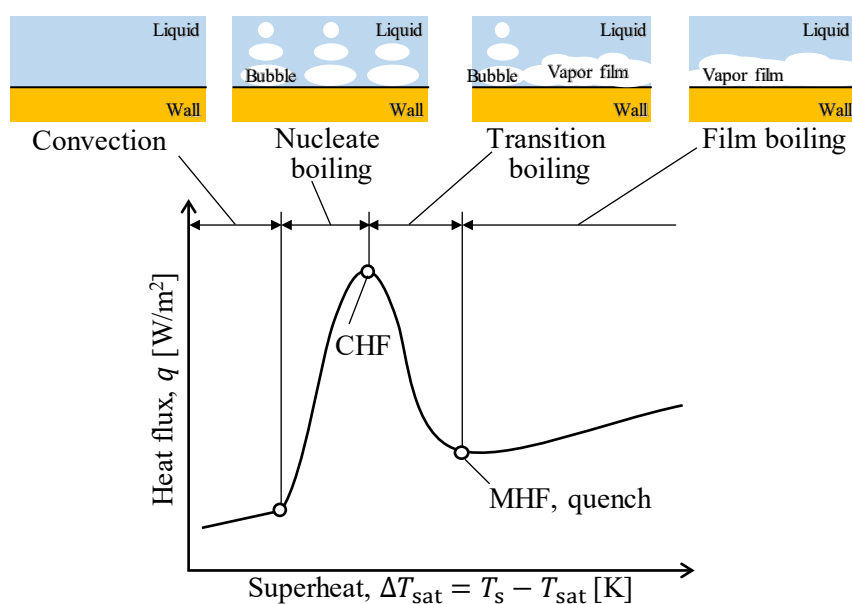


Fig. 1.1 Boiling curve.

このような背景を踏まえ、様々な産業分野で要求される複雑な仕様の鋼板を製造する際に、重要な役割を果たす温度制御を水冷却で行う場合、沸騰現象に基づく冷却特性を理解することは不可欠である。

## 1.2 従来の研究

鋼板の冷却特性に及ぼす影響因子は大きく分けて、冷却側（冷却水および冷却装置側）と被冷却側（鋼板側）である。Table 1.1 に主な影響因子を示す。冷却側の影響因子は、流量密度、冷却方法、冷却水温、雰囲気圧力、水質などが挙げられる。被冷却側は、表面温度、冷却姿勢、移動速度、表面性状などが挙げられる。

Table 1.1 Factors affecting cooling characteristics

| Cooling side                                                                                     | Steel side                                                                                                                                                       |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Water volumetric flux<br>Cooling method<br>Water temperature<br>System pressure<br>Water quality | Surface temperature<br>Cooling orientation<br>Moving speed<br>Surface (scale) condition<br>·Scale thickness<br>·Scale type<br>·Surface roughness<br>·Wettability |

Table 1.1 に示した影響因子は、これまで様々な研究者によって調査されてきた。三塚は、試料として炭素鋼を用いたスプレー冷却実験を行い、冷却能力の指標である水冷熱伝達率を流量密度と試料表面温度で整理した式を示した[1]。その後、工業的に利用可能な熱伝達率が提案されている[2]。なお、文献[2]は鉄鋼協会の熱経済技術部会によって取りまとめられたものである。流量密度 $J$ および表面温度 $T_s$ で区分化され、熱流束 $q$ は式(1.1) ～ 式(1.4)となる。

$$q = 10^{(5.591-0.00147T_s)} J^{0.663} (T_s - T_l) \quad [T_s \geq 500 \text{ }^\circ\text{C}, J \geq 0.00167 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})] \quad (1.1)$$

$$q = 10^{(5.884-0.00154T_s)} J^{0.793} (T_s - T_l) + \varepsilon\sigma\{(T_s + 273.15)^4 - (T_a + 273.15)^4\} \quad [T_s \geq 500 \text{ }^\circ\text{C}, J \leq 0.00167 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})] \quad (1.2)$$

$$q = 10^{(5.602-0.00179T_s)} J^{0.595} (T_s - T_l) \quad [100 \leq T_s \leq 500 \text{ }^\circ\text{C}] \quad (1.3)$$

$$q = 10^{5.506} J^{0.646} (T_s - T_l) \quad [T_s \leq 100 \text{ }^\circ\text{C}] \quad (1.4)$$

ここで、 $T_l$ および $T_a$ はそれぞれ冷却水および周囲空気の温度、 $\varepsilon$ および $\sigma$ はそれぞれ輻射

率およびステファン・ボルツマン定数である。また、式(1.1)、式(1.3)および式(1.4)が輻射を含む形で示されている一方、式(1.2)では水冷による熱伝達と輻射が分離されており、第2項が輻射を表している。Fig. 1.2 に各流量密度における表面温度と熱流束の関係を示す。

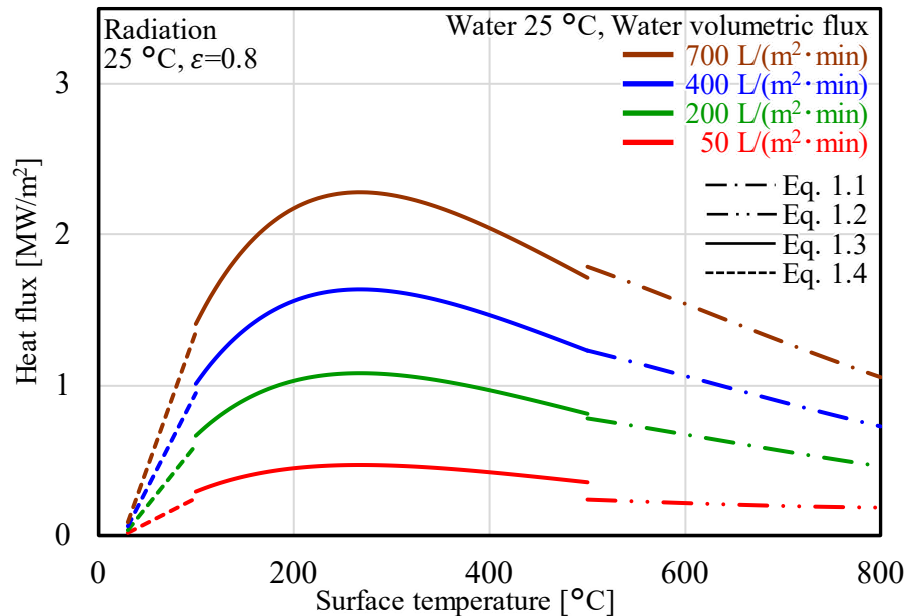


Fig. 1.2 Relationships between surface temperature and heat flux based on literature [2]. (Water at 25 °C, 50 - 700 L/(m²·min). Radiation at 25 °C, emissivity : 0.8.)

図に示すように、表面温度によって分割されているため、熱流束の連続性が保たれていないが、水冷却による熱流束の変化をある程度再現されており、当時の冷却設備の設計・開発にいて工業的活用は十分可能であったと考えられる。また、これらの提案式は現代においても一次検討の段階で広く利用されている。しかしながら、クエンチが表現されていない点や、表面性状の影響について定量的に示されていない点があった。

Fig. 1.3 に、鉄鋼で使用される主な冷却方法の模式を示す。熱延や厚板製造ラインの冷却装置には、図中（a）に示すようなパイプラミナーが導入されており[3~5]、特に熱延のランアウト冷却設備の上面には、ほぼすべてのミルでパイプラミナーが設置されている。さらに、パイプラミナーより大きな冷却能力を得るために、図中（b）に示すスリットミナーが使用されることがある[4]。図中（c）に示すスプレー冷却は、ノズルから広範囲に噴射し、流量密度に対して比較的大きな冷却能力を得られることから、

熱延のランアウト設備の下面冷却や圧延ロールの冷却に適用されるほか[4, 5]、厚板の加速冷却設備にも適用されている[6]。また、図中（d）に示す多孔噴流方式は、厚板の加速冷却設備での適用例が見られる[6]。これらの冷却方式に対応して、さまざまな実験的調査が実施されているが[7～14]、スプレー冷却以外の方法に関しては、工業的に利用可能な熱伝達率の式が提案されている例は少ない。

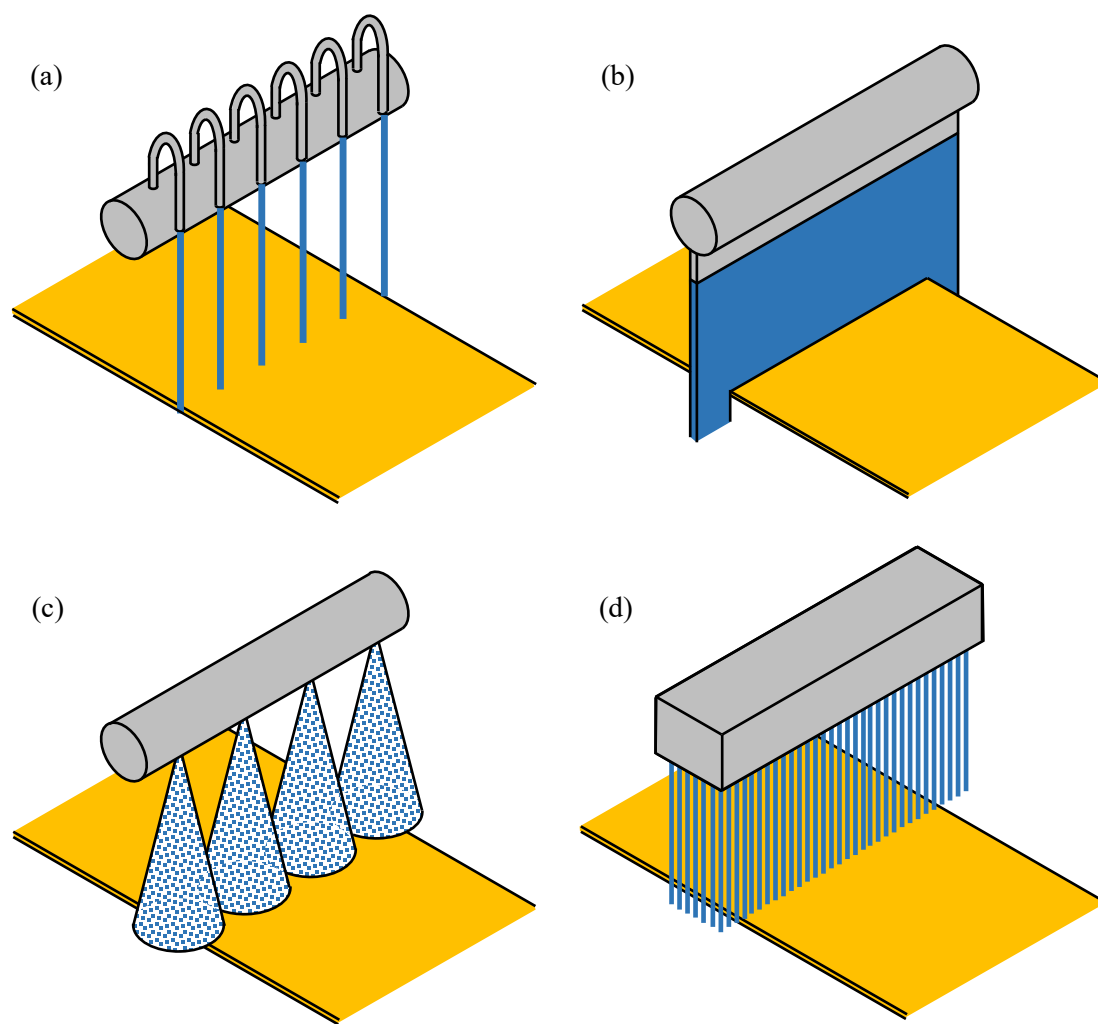


Fig. 1.3 Schematic of the cooling method. (a) pipe laminar, (b) slit laminar, (c) spray, (d) high-density laminar nozzle.

一方で、スプレー冷却は簡便な設備で大きな冷却能力が得られることから、鉄鋼分野にとどまらず、強化ガラスの製造[15～19]、電子機器[20～23]、医療[24～27]、火災および原子炉の安全性[28, 29]、航空宇宙分野[30～32]など、幅広い分野での適用が見受けられる。温度管理の最適化を目的とした研究で、冷却特性を決定する様々な要因につい

て議論がなされており、具体的にはノズルの種類や向き、流量、液体および固体表面の熱物性、表面粗さ、濡れ性などが挙げられる。これらの課題に対処するため、スプレー冷却に関する包括的なレビュー記事も多数存在しており、例えば、Kim[33]、Silk ら[30]、Cheng ら[34]、Tseng ら[35]および Liang and Mudawar[36, 37]などがある。

水温が冷却能力に及ぼす影響については、Dhir と Purohit は鋼や銅の球体を用いて、水温や流速を変化させた浸漬冷却実験を実施した。その結果、熱伝達率は水温および流速に依存し、水温が低いほどクエンチの温度が高くなり、サブクール度の一次の式で示した[38]。また、Kotrbaček らはオーステナイト系ステンレス鋼板を用いて、下方に設置したフラットスプレーノズルを移動させて試料を冷却し、冷却水温が膜沸騰時の熱伝達率とクエンチの温度に及ぼす影響を調査した。その結果、冷却水温が 40 °C から 10 °C に変化することで、膜沸騰時の熱伝達率が 10% 増加し、クエンチの温度が 17% 増大することを示した[39]。

冷却中の系の圧力が冷却特性に及ぼす影響については、Kita らがステンレス鋼板を用いて、系内の圧力を 0.1 MPa から 0.5 MPa まで変化させてスプレー冷却実験を実施し、クエンチの変化を既存の予測モデルと比較した。その結果、流量密度 54 L/(m<sup>2</sup>・min) において、圧力が 0.1 MPa から 0.5 MPa に増加することで、クエンチの温度が 220 °C から 310 °C に上昇することを示した[40]。この結果は、Cai らが示した浸漬冷却における液体と蒸気界面での力のバランスを考慮した実験式[41]とよく一致していた。

水質の影響については、新井らは直径 30 mm のステンレス鋼球の下半分を、塩の種類と濃度を変化させた水溶液に浸漬させる実験を実施した。その結果、塩を水和させることでクエンチの温度が上昇し、塩の種類や水溶液濃度にかかわらず、水溶液中の全てのイオン数密度を表す全イオンモル濃度によって統一的に整理可能であることを示した[42]。また、多賀谷らによる鋼の焼き入れ剤としての冷媒ごとの冷却特性について詳しく解説がなされている[43]。その他にも Horák らによって、鉄鋼業で使用されるような潤滑油が混合したような水を用いて、25 ～ 250 °C の範囲における冷却特性が調査されており、油分の含有率が 1% で、冷却強度が 17.7% の低下となることを示した[44]。

冷却姿勢の影響について、中田らは厚さ 30 mm の SUS304 鋼板を用いて、多孔板ノズルから水量密度 6000 ～ 10000 L/(m<sup>2</sup>・min) の冷却水を試料上下面それぞれに噴射し、

850 ～ 1100 °Cという比較的高い温度域における温度降下量を調査した。その結果、ほとんどの条件で下面よりも上面の温度降下量が大きく、上下面の温度降下量の比率は0.94 ～ 1.56 の範囲となることを示した[13]。また、Ravikumar らは900 °Cに加熱した厚さ 6 mm のステンレス鋼板を用いて、0 ～ 60 °に傾斜させたスプレーノズルから30000 L/(m<sup>2</sup>・min)の流量密度で冷却実験を実施した。その結果、ノズル角度が30 °の条件で最も大きな冷却量が得られることを示した[45]。一方で、Nabbout らは、厚さ 5 mm、直径 140 mm の Alloy 718 を 400 °Cまで加熱して、試料上方に設置した直径 3 mm のノズルからジェットを噴射し、30 ～ 90 °における衝突角度の影響を調査した。その結果、鉛直下向きが最も熱伝達率が高くなることを示した[46]。

搬送速度について、Fujimoto らは最大 250 °Cに加熱した厚さ 0.3 mm の SUS430 鋼板を 0.5 ～ 1.5 m/s で搬送し、直径 5 mm の円管ノズルから噴射される冷却水の熱流束について、冷却面とは反対側に設置したサーモグラフィの温度測定することで推定した。その結果、搬送速度が大きいほど、最大熱流束が増加することを示した[47]。一方、中田らは厚さ 30 mm の SUS304 鋼板を用い、水量密度 10000 L/(m<sup>2</sup>・min)で 1.0 ～ 1.5 m/s の搬送速度で冷却実験を実施し、搬送速度の影響を調査した。その結果、上下面ともに搬送速度影響はほとんど認められないことを示した[13]。

表面性状が冷却特性に影響を及ぼすことは過去から知られており、本論文において表面性状とは、表面粗さや濡れ性、さらに被冷却材とは異なる組成の皮膜が冷却面に生成あるいは付与された状態を指す。

表面処理の影響として、Ohkubo らはアルミニウム試料に対し、陽極酸化やクロメート処理など、複数の表面処理を施し、スプレー冷却実験を実施した。その結果、接触角が減少する、すなわち表面が親水性となるほどクエンチの温度が上昇することを示した[48]。これは、Takata らの報告[49,50]にあるように、試料表面の濡れ性の向上によって、液滴の蒸発時間が最大となるライデンフロスト温度が増大することにより説明可能であり、他の研究者たちも同様の見解を示している[51,52]。一方、近年の研究では、Kita らが、200 °C以上の高温で十分な加熱時間となった場合、表面に存在する炭化水素系化合物の脱離し、親水性が発現し、ライデンフロスト温度が 10 °C程度上昇することを実験的に示している。この結果は、濡れ性がクエンチ現象に及ぼす影響について、条件によっては実質的に無視できる可能性を示唆している[53]。

鉄鋼製造プロセスの高温域では、鋼材表面にスケールと呼ばれる鉄系酸化物が生成する。スラブは圧延工程中に大気にさらされるため、スケールが容易に形成される。このスケールは、圧延および高圧水噴射によるデスケリング処理によって一次的に減少または除去されるが、その直後から再びスケールは生成・成長が始まる。このようなプロセスを経ることで、スケールの厚さ、表面粗さ、さらにはスケールの組成が変化する。

スケールの重要な熱物性の一つである熱伝導率について、これまでに多くの研究が実施されており、研究者によってばらつきがあるものの、FeO では、温度依存性を含めて  $0.5 \sim 10 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  の範囲で報告されている[54-58]。このばらつきはスケールの生成方法の違いによって生じる構造的差異に起因すると考えられる。一方で、母材である地鉄の熱伝導率は、スケールより大きく、例えば、SUS304 鋼では  $17 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  程度である[59]。したがって、スケールは鋼材表面においては、熱抵抗層として作用することになる。

スケールや低熱伝導率材皮膜の厚さの影響について、これまでに複数の調査が実施されている。西尾らは銅ブロックの表面に低熱伝導率材料を付与し、液体窒素による冷却実験を実施した。また、Ohkubo らはアルミニウムの表面に陽極酸化膜層を形成し、ミスト冷却実験を実施した。これらの研究では、いずれも低熱伝導率である表面付与層の厚さが増加するにつれてクエンチの温度が上昇し、ある厚さ以上で一定値に達することを示した[60,48]。一方、玉利らは SS 材を用い、加熱時の保持時間を制御することでスケール厚さを変化させた試料を作製し、上面からのスプレー冷却実験を実施した。また、加藤らは炭素鋼に対して Ni 含有率を調整することで、加熱時に生成するスケールの厚さを変化させ、水平方向からのスプレー冷却を行った。これらの実験においても、スケールが厚いほどクエンチの温度が高くなる傾向が報告されている[61,62]。ただし、これらの実験ではスケール厚さの変化に伴い、表面粗さも同時に変化していた可能性があり、スケール厚さと表面粗さの影響が複合的に現れていたと考えられる。また、加熱温度が  $1200^\circ\text{C}$  と高温であるため、冷却中の相変態に伴う発熱の影響も無視できないと考えられる。

さらに、冷却過程におけるスケールの部分的な剥離が冷却特性に大きく影響することが、Köhler ら、Wendelstlof ら、Chabičovský らによって報告されている[63-65]。

Negeed らはステンレス鋼に薄い酸化膜を生成させ、液滴の衝突挙動を高速度カメラで観察した。その結果、酸化膜が存在する場合は、酸化膜がない場合と比較して液滴の最大拡がり直径が  $5\sim 18\%$  減少し、接触時間が  $10\sim 28\%$  増加することを示した[66-67]。

皮膜の種類が冷却特性に及ぼす影響についても、いくつかの研究が報告されている。西尾らは銅ブロックの表面にポリテトラフルオロエチレンを付与し、液体窒素による冷却実験を実施した。その結果、皮膜を付与していない銅ブロックと比較して、クエンチの温度が約 30 °C 上昇することを示した[60]。また、Hadała らは工業用純鉄およびオーステナイト系ステンレス鋼を用いて、それぞれにスケールが生成された状態でスプレー冷却実験を実施した。その結果、膜沸騰領域における熱流束には両者間で大きな差は見られなかったものの、スケール層が比較的薄いステンレス鋼の方が、クエンチの温度が高くなる傾向を示した[68]。

表面粗さは、スプレー冷却において、その熱伝達特性を増大させることが知られている。Zhang らは銅試料を用いた実験において、核沸騰領域および沸点以下の単相冷却領域の両方において、表面粗さの増加に伴い熱伝達率が向上することを示した[69]。この傾向は、Liu らおよび Zhao らによる定常状態下での実験でも確認されている[70,71]。

非定常冷却に関しては、大久保らが SUS303 鋼の表面に切削加工で三角形の凹凸を付与し、ミスト冷却実験を実施した。その結果、凹凸が多いほど膜沸騰時の冷却速度が低下し、クエンチの温度が上昇することを示した[72]。一方、Lee および Fang らは、それぞれランダムおよび制御した表面構造を持つステンレス鋼、アルミニウム合金、銅合金を用いて冷却実験を実施した。その結果、粗い表面が膜沸騰時の熱流束を増大させ、クエンチの温度を上昇させることを示した[73,74]。さらに、Deendarlianto らは傾斜面に連続的に衝突する液滴列を用いた冷却実験を実施し、表面粗さの増大によって冷却速度が増大することを示した[75]。また、藤本らは、研磨した SUS304 鋼と、それを 1000 °C で加熱してスケールを生成させ表面を粗くした試料の 2 種類を作製し、液滴の衝突挙動を観察した。その結果、液滴が試料に衝突後、最大径に到達する時間は表面が粗い方が大きくなり、その差ウェーバー数の増加に従い大きくなることを示した[76]。Negeed らは、ショットブラスト加工によって粗さを付与した SUS304 鋼を加熱し、単一液滴の衝突挙動を観察した。その結果、粗い表面では液滴の滞在時間が長くなることを示した[67]。

### 1.3 本研究の目的と構成

様々な産業分野で要求される複雑な仕様の鋼板を製造するにあたり、所望の組織を得るためには冷却速度の精密な制御が不可欠である。冷却速度を調整する手段としては、冷却装置の流量密度を制御する方法が一般的に用いられている。しかし、流量密度の変化に伴い、クエンチの温度も変化する場合があります、目標の温度域への制御が困難となる。さらに、表面性状が変化した鋼板を冷却する場合には、冷却特性が変化し、同様に所定の冷却能力の確保が困難となる可能性がある。熱延鋼板の製造ラインにおいては、フィードバックおよびフィードフォワード機構によりある程度の調整が可能であるが、厚板製造ラインの場合においては、冷却能力の実績を次材の冷却条件に反映するにとどまり、事後的な対応となってしまう。加えて、クエンチの温度が変化する場合には、熱延・厚板のいずれにおいても、所定の温度域まで冷却能力を確保できない事例が生じる。このように、表面性状が冷却特性に及ぼす影響を考慮した冷却制御の重要性に対し、その定量的なメカニズムについては未解明な点が多い。

本研究では、表面性状の要素として、スケールの厚さ、スケールの種類、表面粗さに着目し、それぞれが冷却特性に及ぼす影響を調査した。母材には SUS304 鋼を用い、人工的に表面性状を付与した試料を作製した。冷却方式については、鉄鋼分野を含む多くの産業で広く用いられているスプレー冷却を採用し、冷却特性を評価した。さらに、冷媒の相変化を伴わない衝風冷却実験も実施し、加えてスプレー冷却における素過程である単一液滴の衝突挙動を観察し、冷却特性に及ぼすメカニズムについて検討を行った。

本論文は全 5 章で構成され、各章の内容は下記の通りである。

第 1 章では、研究の背景を述べた後、冷却特性に及ぼす影響因子について、冷却側（冷却水および冷却装置側）と被冷却側（鋼板側）に関する従来の研究をまとめ、本研究の目的と構成を述べている。

第 2 章では、SUS304 鋼を母材として、金属酸化物を表面に溶射して厚さの異なる擬似的なスケール層を形成させた後、表面粗さを調整した試料を作製することで、スケール層の厚さを単独に変化するパラメータとした冷却実験を行い、各沸騰状態での熱流束やクエンチの温度などの冷却特性に及ぼす影響を評価した。また、冷媒の相変化を伴わない衝風冷却実験を行い、スプレー冷却での実験結果と比較することで、スケール厚さがスプレー冷却特性に及ぼすメカニズムについて検討した。

第3章では、前章と同様に SUS304 鋼を母材として、金属酸化物を表面に溶射して厚さの異なる擬似的なスケール層を形成させた後、表面粗さを調整した試料を作製した。形成したスケール層の熱物性を測定し、スケールの種類がクエンチの開始に及ぼす影響について調査した。様々な温度に加熱した試料表面に微小な液滴を衝突させ、その挙動を高速度カメラで観察し、クエンチの開始となる液体と固体の安定した接触が開始する条件について検討した。

第4章では、表面粗さがスプレー特性に及ぼす影響を調査するため、SUS304 鋼に2種類の加工方法で表面粗さを付与した。1つはショットブラスト加工で、表面にランダムな凹凸を付与し、第2章と同様、スプレー冷却と衝風冷却実験を行い、スプレー特性に及ぼすメカニズムについて検討した。その中で、スプレー液滴が鋼板に衝突した際の冷却能力について推定した。もう1つはレーザー加工であり、表面に規則的な微小凹凸となるマイクロピラーを形成させ、スプレー冷却実験を実施した。これまでとは異なる冷却履歴が得られ、マイクロピラーの寸法がクエンチに及ぼすメカニズムについて検討した。

第5章では、本研究の成果を総括した。

## 第2章 スケール厚さの影響

### 2.1 試料作製

実験に使用する試料の母材として、変態発熱による試料中からの不安定要素を排除するために SUS304 鋼を用いた。母材の寸法は、板厚 20 mm、板幅 140 mm、長さ 130 mm とした。加熱によって生成するスケールは剥離しやすいため、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  および  $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$  の粉末を母材の冷却面側に溶射することで擬似スケールを付与した。溶射時間を変化させることで、スケール層の厚さを調整した。溶射後、表面粗さの影響を排除するため、表面研磨を施した。Table 2.1 に作製した試料の一覧および Fig. 2.1 に試料の外観を示す。スケール層の厚さは、 $50 \pm 10 \mu\text{m}$ 、 $100 \pm 10 \mu\text{m}$ 、 $160 \pm 10 \mu\text{m}$ 、 $200 \pm 10 \mu\text{m}$  であり、表面粗さは、 $R_a = 1.29 \sim 1.97 \mu\text{m}$  の範囲に調整した。

試料には、加熱温度や冷却時の温度変化を測定するために、冷却面中央の表層から 2 mm の深さに  $\phi 0.5 \text{ mm}$  の K シース熱電対を設置した。

Table 2.1 Surface condition of specimen

| Test                | Coating layer                 | Thickness [ $\mu\text{m}$ ] | Surface Roughness : $R_a$ [ $\mu\text{m}$ ] |
|---------------------|-------------------------------|-----------------------------|---------------------------------------------|
| Water spray cooling | $\text{Al}_2\text{O}_3$       | 50, 100, 170, 210           | 1.29 – 1.59                                 |
|                     | $\text{Cr}_2\text{O}_3$       | 50, 100, 150, 200           | 1.53 – 1.59                                 |
|                     | $\text{Fe}_3\text{O}_4$       | 50, 100, 150, 200           | 1.39 – 1.76                                 |
|                     | $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ | 50, 90, 150, 190            | 1.69 - 1.79                                 |
| Air jet cooling     | $\text{Al}_2\text{O}_3$       | 40, 210                     | 1.38 – 1.47                                 |
|                     | $\text{Cr}_2\text{O}_3$       | 50, 200                     | 1.52 – 1.97                                 |
|                     | $\text{Fe}_3\text{O}_4$       | 60, 190                     | 1.36 – 1.74                                 |
|                     | $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ | 40, 190                     | 1.60 – 1.90                                 |

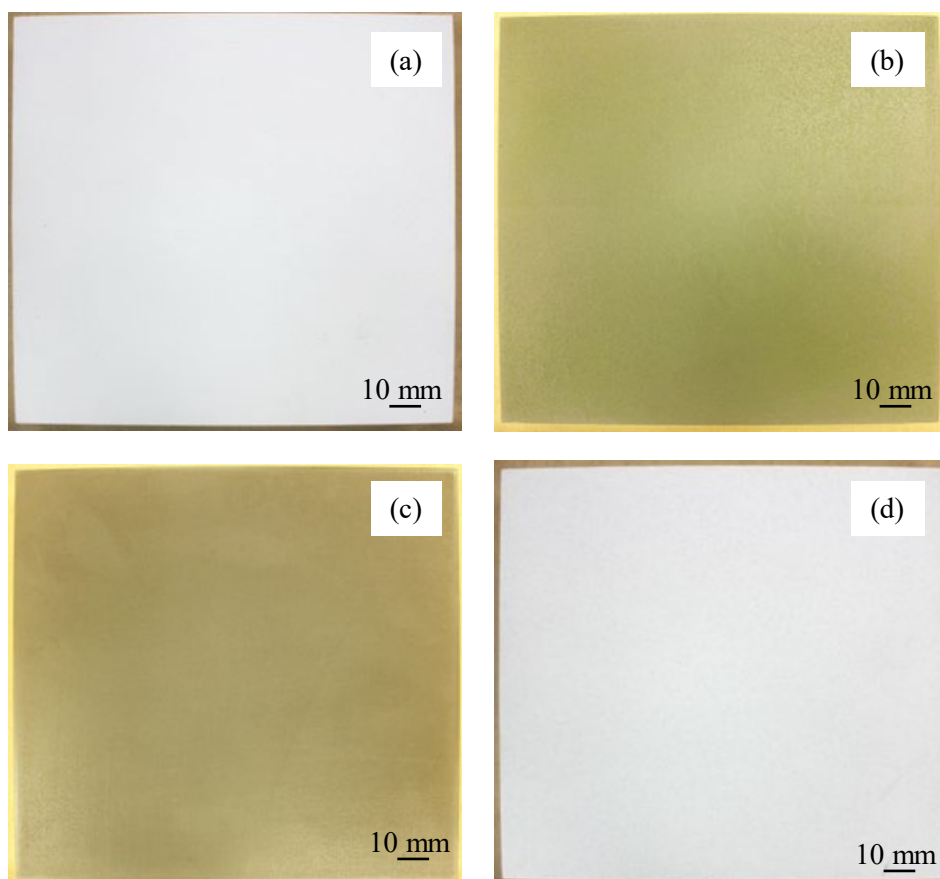


Fig. 2.1 Appearance of the specimen with artificial scale of  
(a)  $\text{Al}_2\text{O}_3$  (b)  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  (c)  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  (d)  $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ .

## 2.2 実験装置

### 2.2.1 スプレー冷却実験装置

Fig. 2.2 にスプレー冷却実験装置の概略を示す。水温を 30 °C に保った貯水槽から冷却水をポンプで供給し、試料上方に取り付けた拡がり角 50 ° で噴射領域がほぼ正方形となるスプレーノズル（共立合金、角吹ノズル 3/4KB3050SQ）で、所定の流量密度となるように冷却面全面に均一に噴射した。スプレーの噴射が安定した状態から冷却を開始できるように、試料とスプレーノズルの間にシャッターを設けた。スプレー液滴の大きさおよび噴射速度を同じ条件とするため、ノズルの噴射圧力 0.165 MPa、噴射流量 24 L/min で一定とし、噴射距離を 530 mm とすることで、流量密度を 100 L/( $\text{m}^2 \cdot \text{min}$ ) に調整した。流量密度は、ノズル流量を拡がり角 50 ° で計算される正方形の噴射面積で除した値

として算出した。なお、このノズルの流量密度分布は、噴射距離 265 mm の条件で、20 mm 角の正方形の受水口をもつ枰を幅方向に並べて測定し、幅 175 mm、長さ 175 mm の領域（拡がり角 37 °分に相当）で均一であることを確認している。位相ドップラー法によりノズルから 200 mm 離れた位置で測定したスプレー冷却水のザウター平均粒子径 (D32) は 330  $\mu$ m、平均流速は 10 m/s であった。冷却水温はスプレーノズル出口で 30 °C であったが、試料表面に衝突する時点では 28 ~ 29 °C に低下していることを確認した。

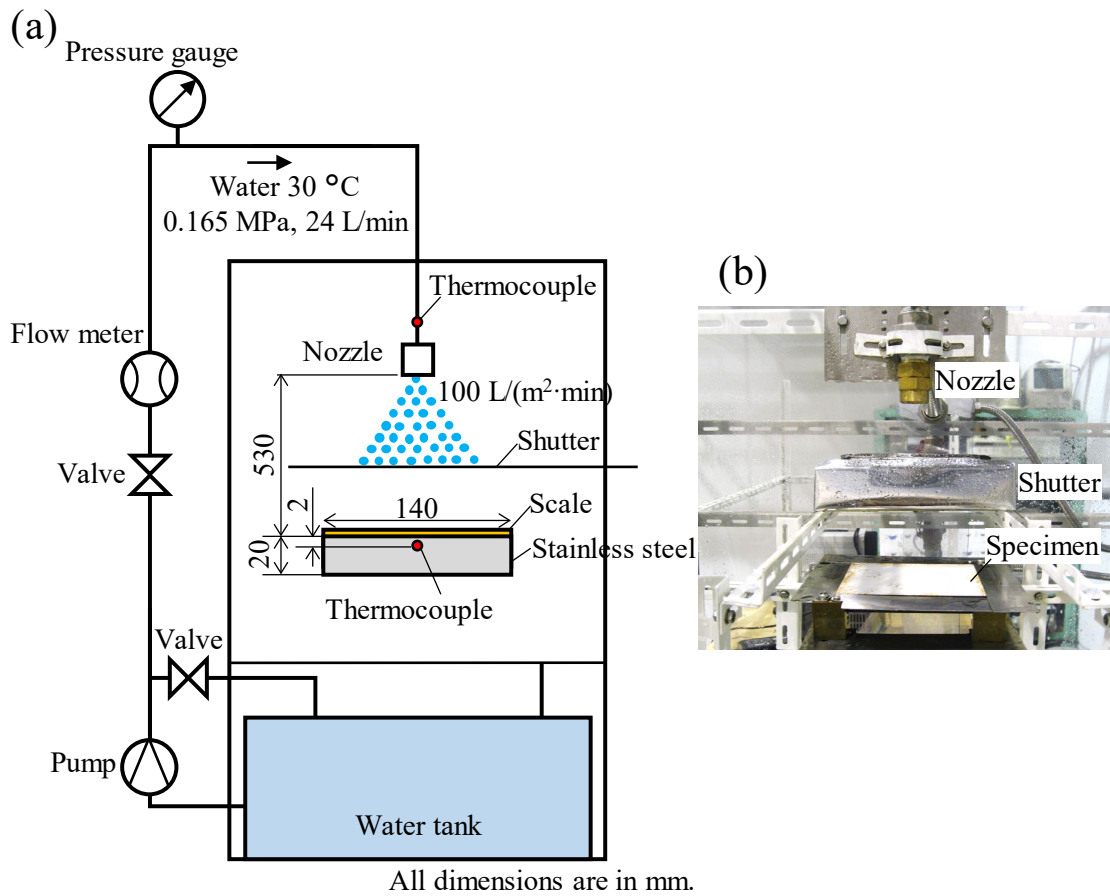


Fig. 2.2 Overview of the spray cooling test apparatus : (a) schematic diagram of the apparatus, (b) external appearance of the apparatus.

### 2.2.2 衝風冷却実験装置

Fig. 2.3 に衝風冷却実験装置の概略を示す。コンプレッサにて加圧したエアを冷却ヘッドに供給し、幅 150 mm、長さ 250 mm のヘッド噴射面に、幅方向 20 mm、長手方向 17 mm ピッチで設けられた  $\phi 2.5$  の噴射孔から 20 °C のエアを放出した。エアの噴射距離は 15 mm とし、流量密度はバルブの開度を調整することで  $370 \text{ Nm}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  とした。エアの噴射が安定した状態から冷却が開始できるように、逃がし配管を設けた。実験中は、冷却能力分布のばらつきが平滑化されるように、ヘッドの噴射範囲内で試料を長手方向に速度 0.05 m/s、ストローク 120 mm、周期 4.8 s でオシレーションさせた。

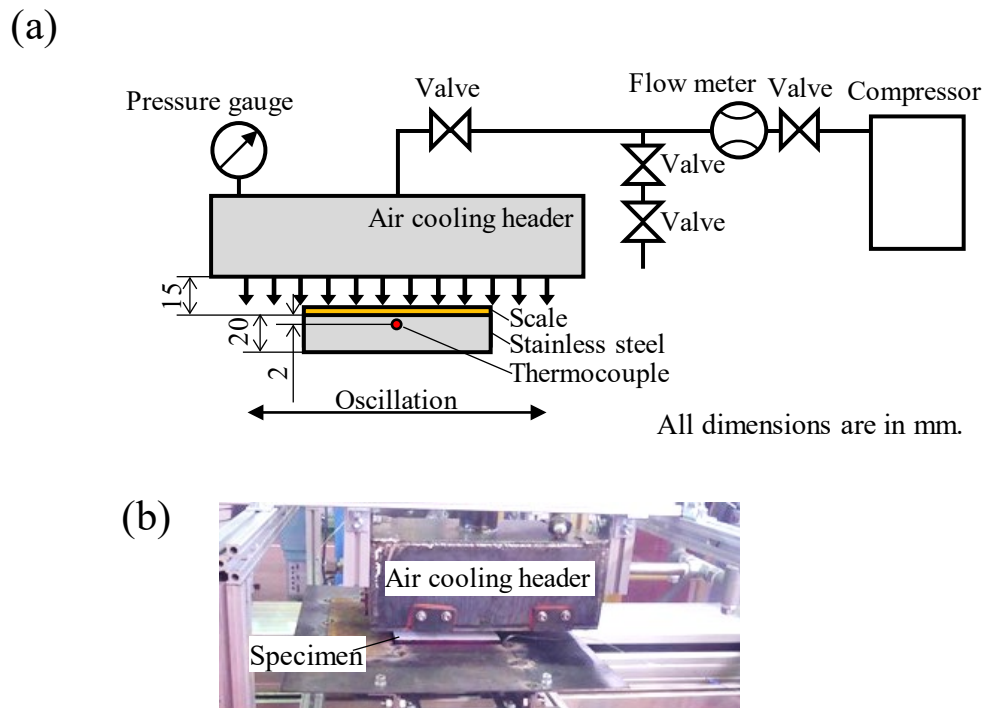


Fig. 2.3 Overview of the air jet cooling test apparatus : (a) schematic diagram of the apparatus, (b) external appearance of the apparatus.

## 2.3 実験方法および実験条件

### 2.3.1 スプレー冷却実験

Table 2.2 に実験条件を示す。 $N_2$ を封入した電気炉内で試料を 620 °Cまで加熱した後、炉から取り出して、架台に設置した。その後、シャッターを閉じた状態で所定の流量密度となるように噴射流量を調整した。熱電対が示す試料温度が 560 °Cとなった時点でシャッターを開放し、ほぼ常温になるまで冷却した。これを各条件で3回実施した。

Table 2.2 Experimental conditions of spray cooling test.

|                             |                             |
|-----------------------------|-----------------------------|
| Heating temperature         | 620 °C                      |
| Cooling start temperature   | 560 °C                      |
| Water temperature           | 30 °C                       |
| Water volumetric flux       | 100 L/(m <sup>2</sup> ·min) |
| Spray area                  | 494 x 494 mm <sup>2</sup>   |
| Mean droplet diameter : D32 | 330 μm                      |
| Mean droplet velocity       | 10 m/s                      |

### 2.3.2 衝風冷却実験

Table 2.3 に実験条件を示す。 $N_2$ を封入した電気炉内で試料を 620 °Cまで加熱した後、炉から取り出して、搬送台車に固定した。その後、試料を冷却ヘッドから長手方向に離れた状態で、冷却ヘッド側と逃がし配管側それぞれで、所定の流量密度となるように噴射流量を調整した。熱電対が示す試料温度が 580 °Cとなった時点で、搬送台車を移動させて、試料を冷却ヘッドの噴射範囲内でオシレーションをさせた。その後、試料温度が 560 °Cになった時点で、冷却ヘッドへの配管のバルブを開けるとともに、逃がし配管のバルブを閉じることで、衝風冷却を開始し、ほぼ常温になるまで冷却した。

Table 2.3 Experimental conditions of air jet cooling test.

|                           |                                            |
|---------------------------|--------------------------------------------|
| Heating temperature       | 620 °C                                     |
| Cooling start temperature | 560 °C                                     |
| Air temperature           | 20 °C                                      |
| Air volumetric flux       | 370 Nm <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> ·min) |
| Air jet area              | 150 x 250 mm <sup>2</sup>                  |
| Injection hole            | φ2.5 20 x 17 mm pitch                      |
| Injection distance        | 15 mm                                      |
| Oscillation stroke        | 120 mm                                     |
| Transfer speed            | 0.05 m/s                                   |

## 2.4 母材表面での温度履歴の解析

スケール厚さがスプレー冷却特性に及ぼす影響を定量的に把握するため、熱電対で測定したデータを基に温度解析を行い、スケールと母材の界面（以下、単に界面と記す。）での温度履歴および熱流束を求めた。

試料の冷却面上中央部ではある程度均一な冷却が行われていると仮定して、厚さ方向の伝熱問題として解析した。試料の温度 $T$ は、板厚中心からの距離を $y$ として、熱伝導方程式(2.1)で表される。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{c\rho} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (2.1)$$

ここで、 $t$ は時間、 $k$ は熱伝導率、 $c$ は比熱、 $\rho$ は密度である。式(2.1)を用いて、熱電対で測定した冷却面表層 2 mm の温度履歴を入力条件として、Monde の非定常熱伝導逆問題解法[77]を用い、冷却時のスケールと母材の界面位置における温度および熱流束の時間変化を推定した。スケール層が薄く、熱伝導率も不明であったため、加藤らが行ったのと同じように、スケール層を無視して計算を行い[62]、冷却面での熱流束を求めた。試料の熱伝導率、比熱および密度には、母材である SUS304 鋼について報告されている値[59]を用いた。この界面温度および熱流束を用いた順問題解析により算出した冷却面表層 2 mm の温度履歴は、冷却開始からクエンチ発生に至るまで、実験結果と 2 %未満の誤差で一致することを確認した。

## 2.5 実験結果および考察

### 2.5.1 スプレー冷却実験

Fig. 2.4 から Fig. 2.7 に、スケールと母材の界面温度 $T_i$ の履歴および界面温度 $T_i$ と熱流束 $q_i$ の関係を、スケールの種類ごとにスケール厚さで比較した結果を示す。Fig. 2.4 に示すように、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ のスケール厚さが  $50\ \mu\text{m}$  の場合、冷却開始後 31 s の間は膜沸騰が発生し、 $367\ ^\circ\text{C}$ までは緩やかな温度降下を示した。その後、遷移沸騰へ移行して急激な温度降下となり、 $130\ ^\circ\text{C}$ 程度で再び緩やかな温度降下へと変化した。図中のプロットで示す、膜沸騰から遷移沸騰へ移行するクエンチが発生したときのスケールと母材の界面温度（以降、「見かけのクエンチの温度」と呼ぶ）は、温度履歴および熱流束の変化を基に判定した。見かけのクエンチの温度は、スケールが厚いほど高くなり、スケールの厚さ  $50\sim 210\ \mu\text{m}$  に対し、見かけのクエンチの温度は  $367\sim 468\ ^\circ\text{C}$ の範囲で変化した。しかし、膜沸騰時の冷却速度はスケールの厚さに依存せず、ほぼ同じであった。この傾向は Fig. 2.5 および Fig. 2.6 にそれぞれ示すように、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ および $\text{Fe}_3\text{O}_4$ のスケールでも同様の傾向を示した。しかし、Fig. 2.7 に示すように、 $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$ のスケールでは、膜沸騰が発生せず、冷却開始とともに急激な温度降下となった。

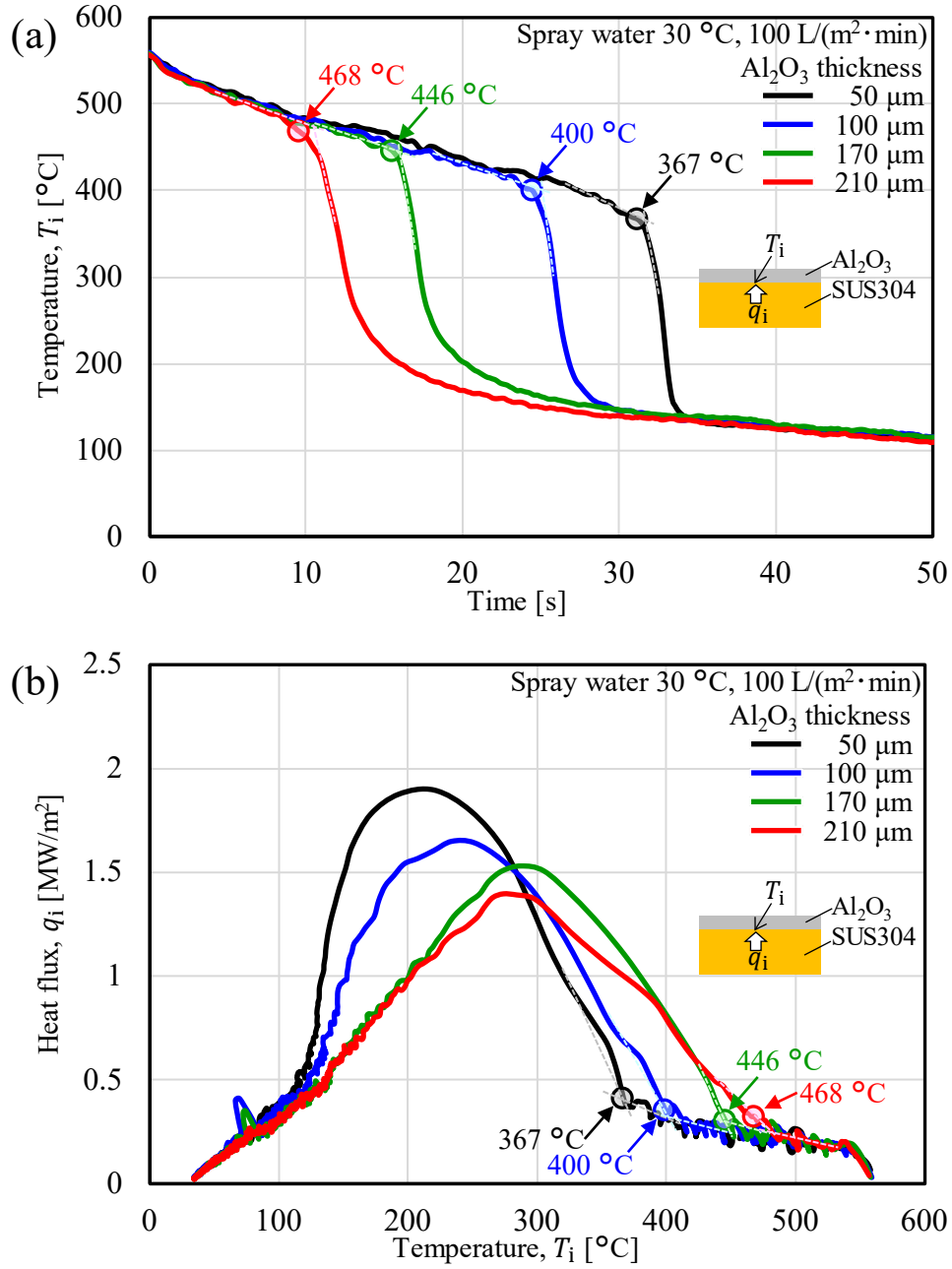


Fig. 2.4 Experimental results for  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature  $T_i$  history and (b) heat flux  $q_i$  versus  $T_i$  during spray cooling with water of 30  $^{\circ}\text{C}$  at 100  $\text{L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ . Arrows indicate apparent quenching points for each case.

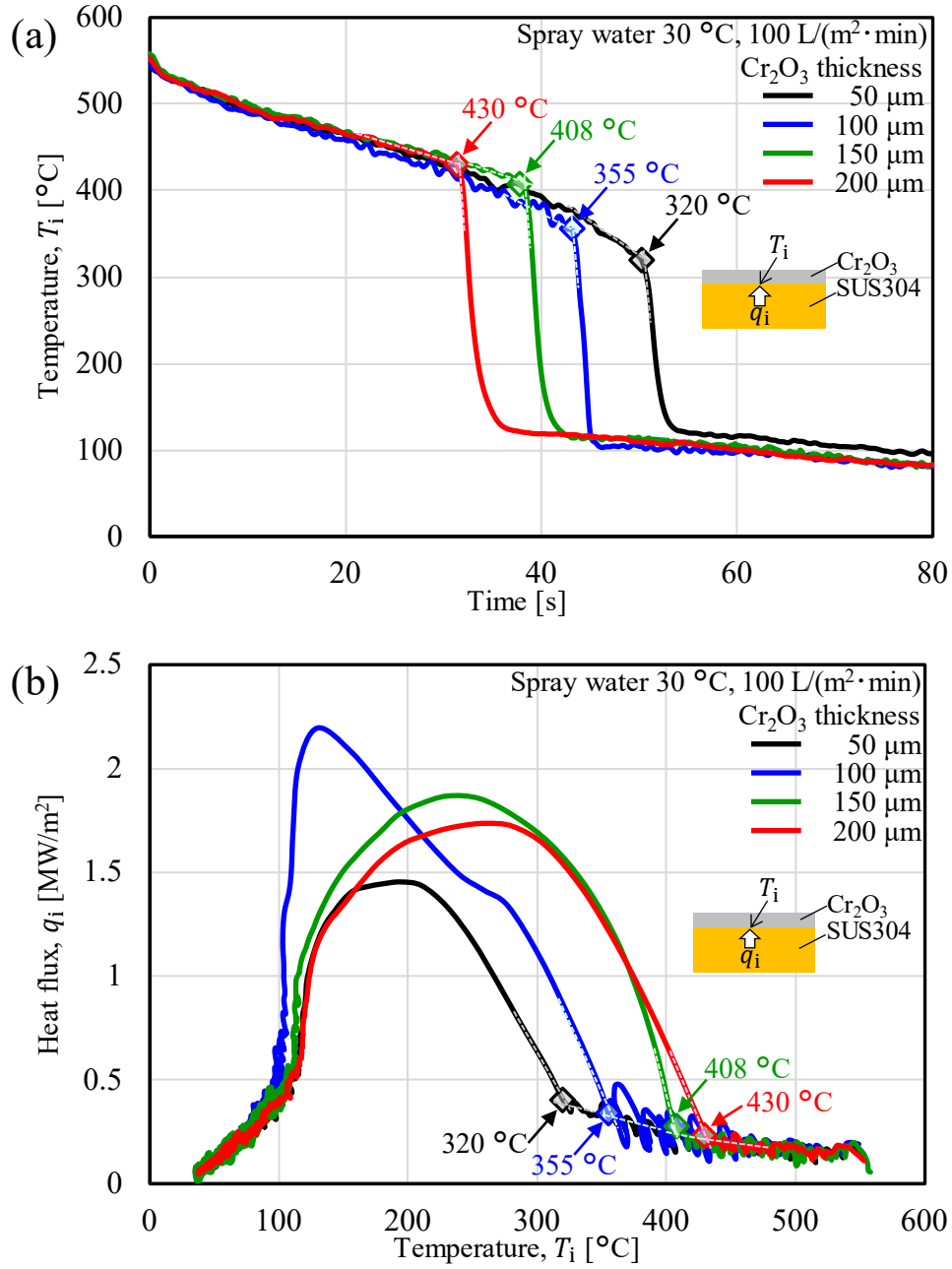


Fig. 2.5 Experimental results for  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature  $T_i$  history and (b) heat flux  $q_i$  versus  $T_i$  during spray cooling with water of  $30^\circ\text{C}$  at  $100\text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ . Arrows indicate apparent quenching points for each case.

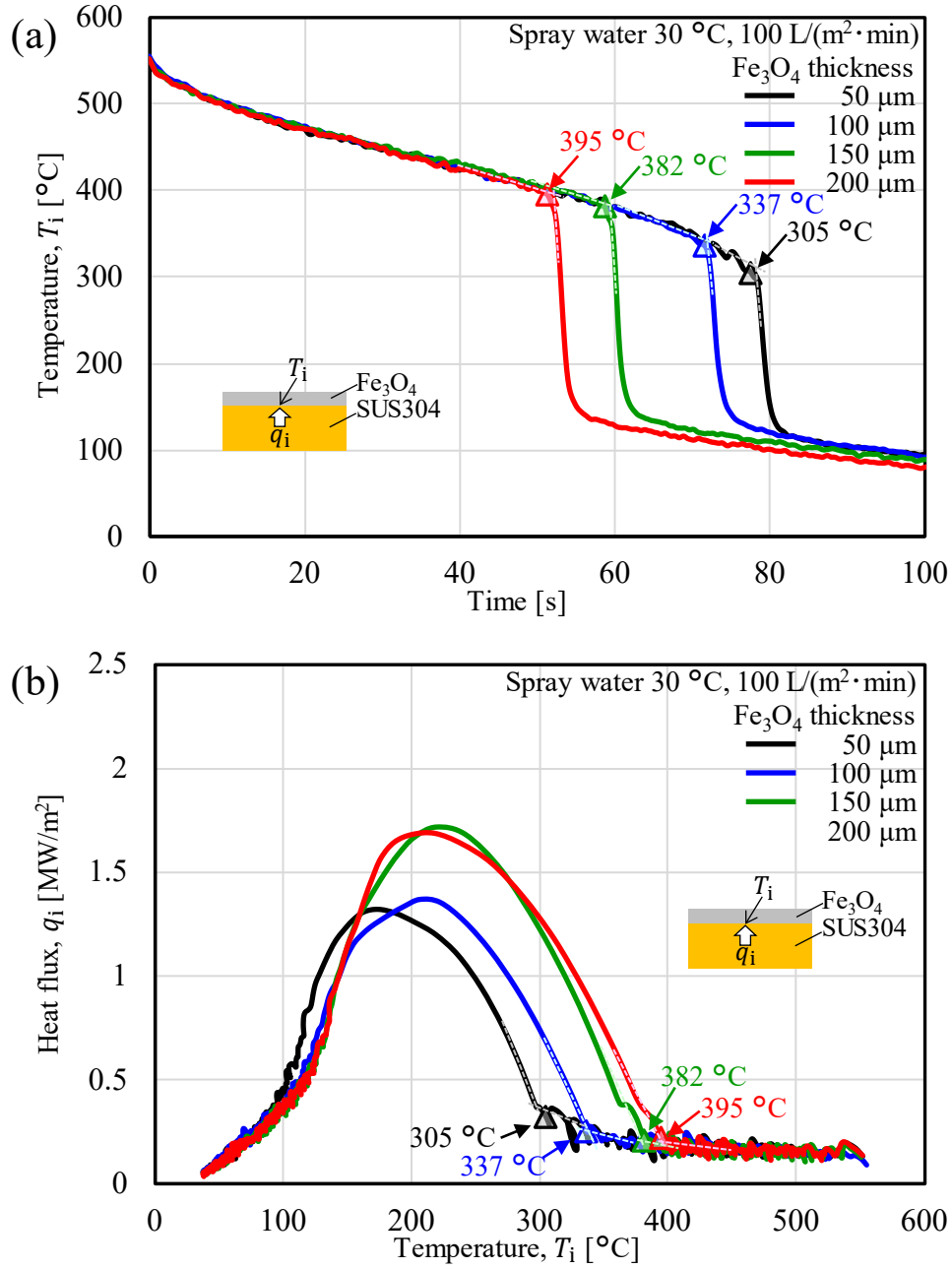


Fig. 2.6 Experimental results for  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature  $T_i$  history and (b) heat flux  $q_i$  versus  $T_i$  during spray cooling with water of  $30\text{ }^\circ\text{C}$  at  $100\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ . Arrows indicate apparent quenching points for each case.

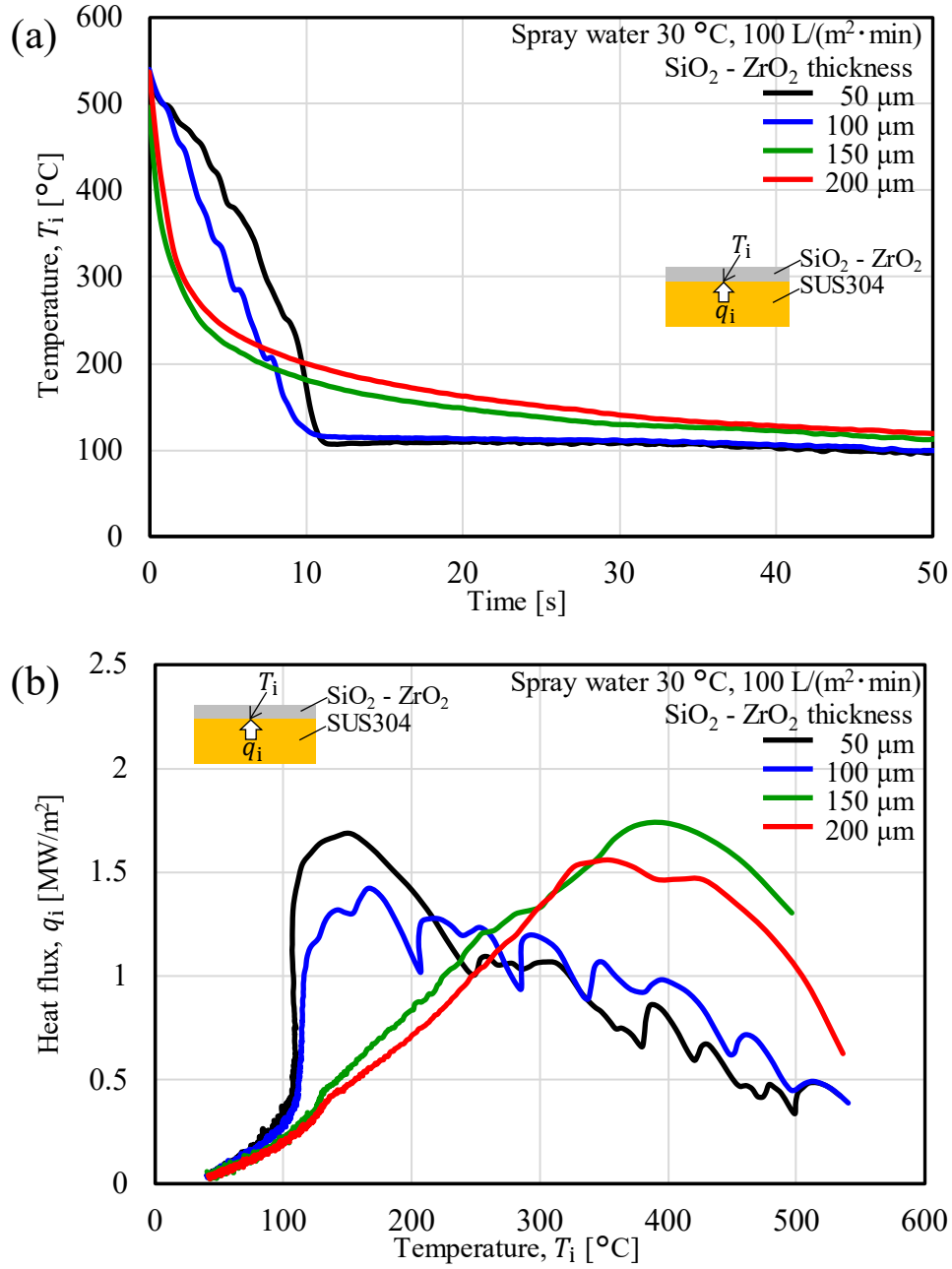


Fig. 2.7 Experimental results for SiO<sub>2</sub> - ZrO<sub>2</sub> scale specimens presented as (a) interfacial temperature  $T_i$  history and (b) heat flux  $q_i$  versus  $T_i$  during spray cooling with water of 30 °C at 100 L/(m<sup>2</sup>·min).

Fig. 2.8 に、膜沸騰が発生し、その後クエンチが明瞭に確認された  $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$  および  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  について、スケールの厚さと見かけのクエンチの温度の関係を示す。見かけのクエンチの温度はスケール厚さに対して線形に表され、加藤らが行った実験の結果[62]と同じ傾向を示した。見かけのクエンチの温度は同じスケール厚さで比較すると、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  が最も高く、次いで  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  の順であった。なお、各条件におけるクエンチの温度のばらつきとして、標準偏差は 4.7 ~ 28 °C であった。

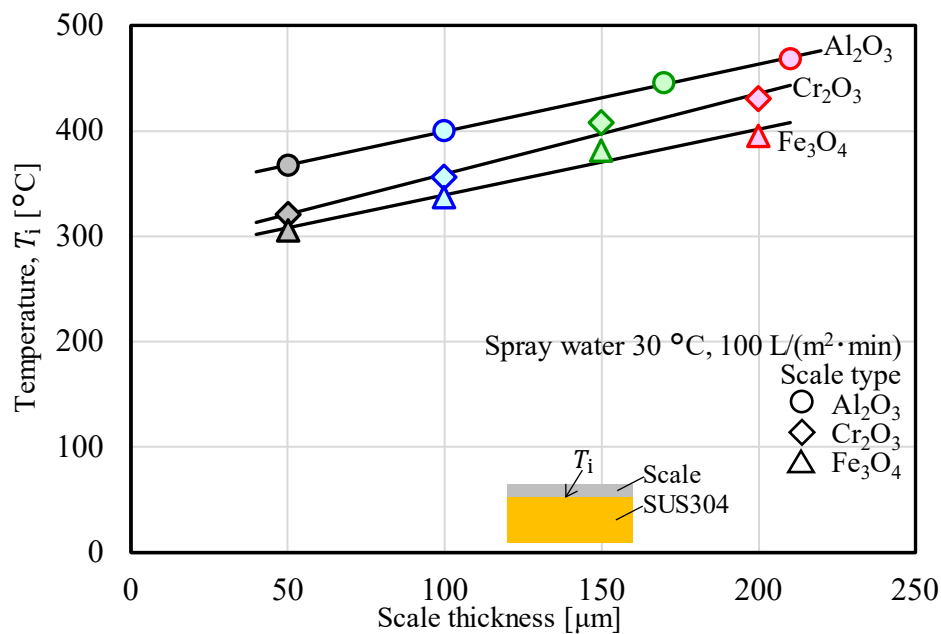


Fig. 2.8 Effect of scale thickness on apparent quenching temperatures during spray cooling with water of 30 °C at 100 L/(m<sup>2</sup>·min).

### 2.5.2 衝風冷却実験

Fig. 2.9 から Fig. 2.12 にスケールと母材の界面温度の履歴について、スケールの種類ごとに比較した結果を示す。全てのスケールの種類で、スケールが厚いほど冷却速度が低下した。Fig. 2.13 にスケール厚さ 190 ~ 210  $\mu\text{m}$  について、スケールの種類で比較した結果を示す。冷却速度は  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  が最も高く、次いで  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$  の順となった。

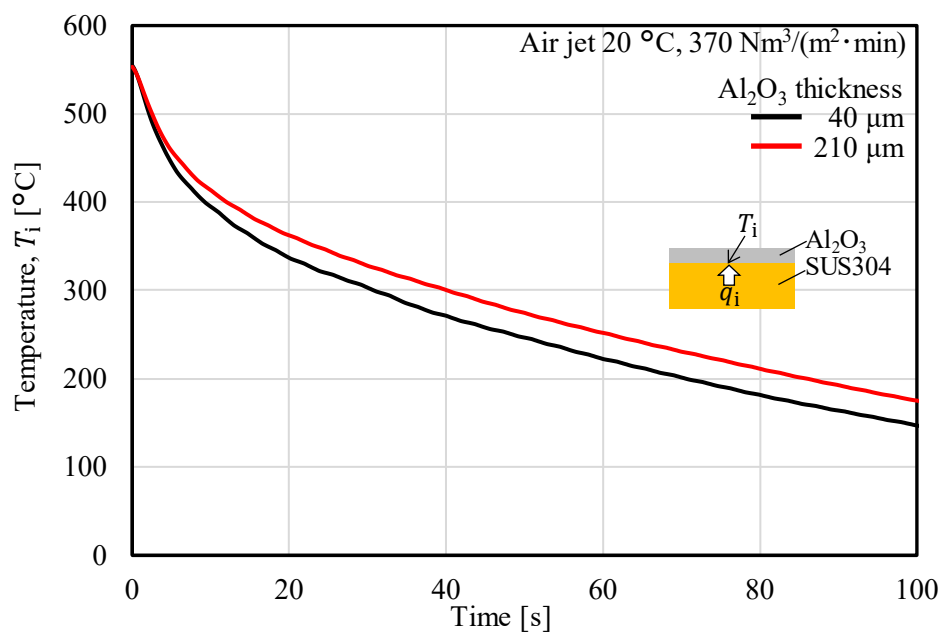


Fig. 2.9 Experimental results for  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as interfacial temperature  $T_i$  history during air jet cooling of 20  $^{\circ}\text{C}$  at 370  $\text{Nm}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ .

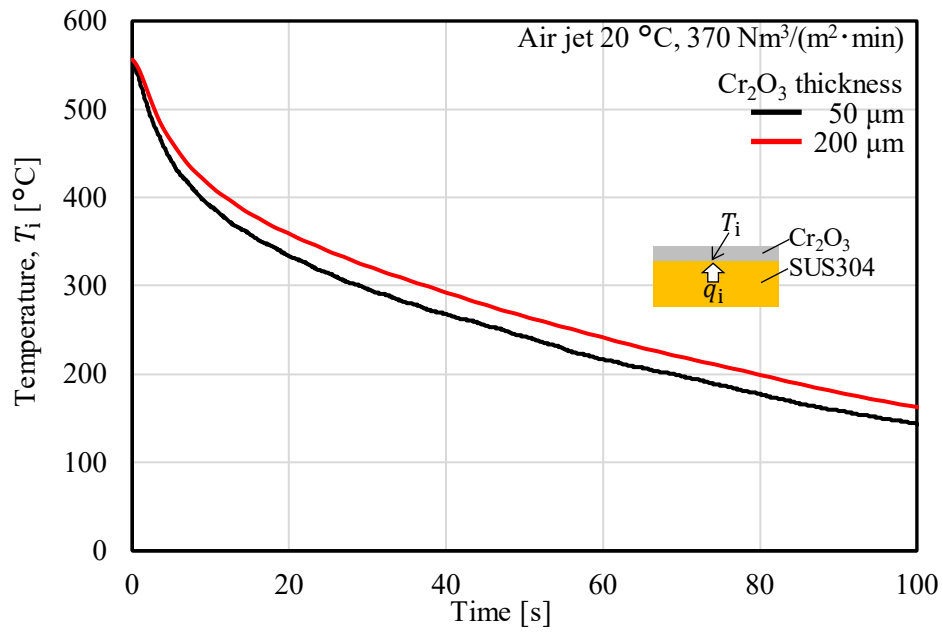


Fig. 2.10 Experimental results for Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> scale specimens presented as interfacial temperature  $T_i$  history during air jet cooling of 20 °C at 370 Nm<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·min).

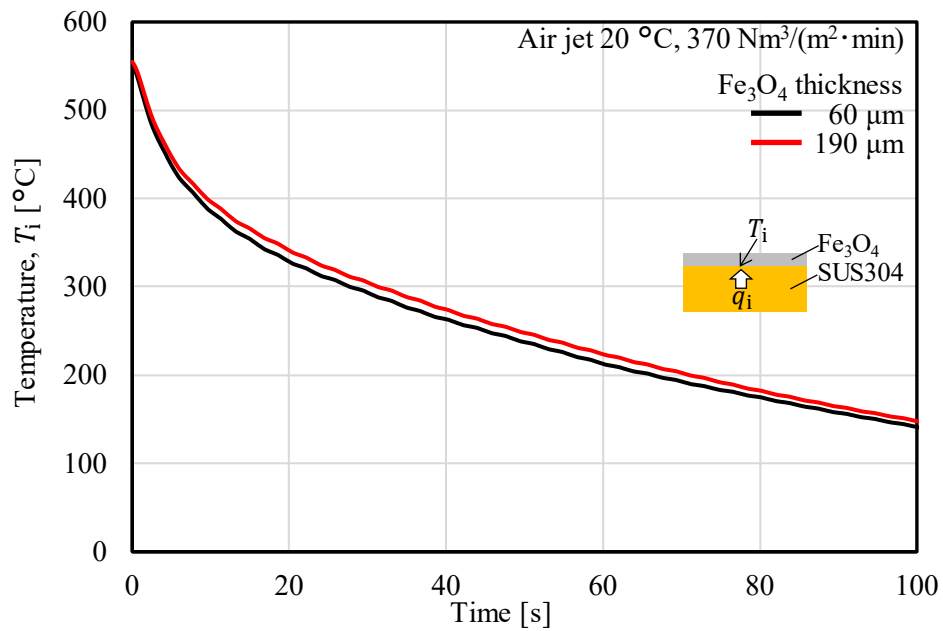


Fig. 2.11 Experimental results for Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> scale specimens presented as interfacial temperature  $T_i$  history during air jet cooling of 20 °C at 370 Nm<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·min).

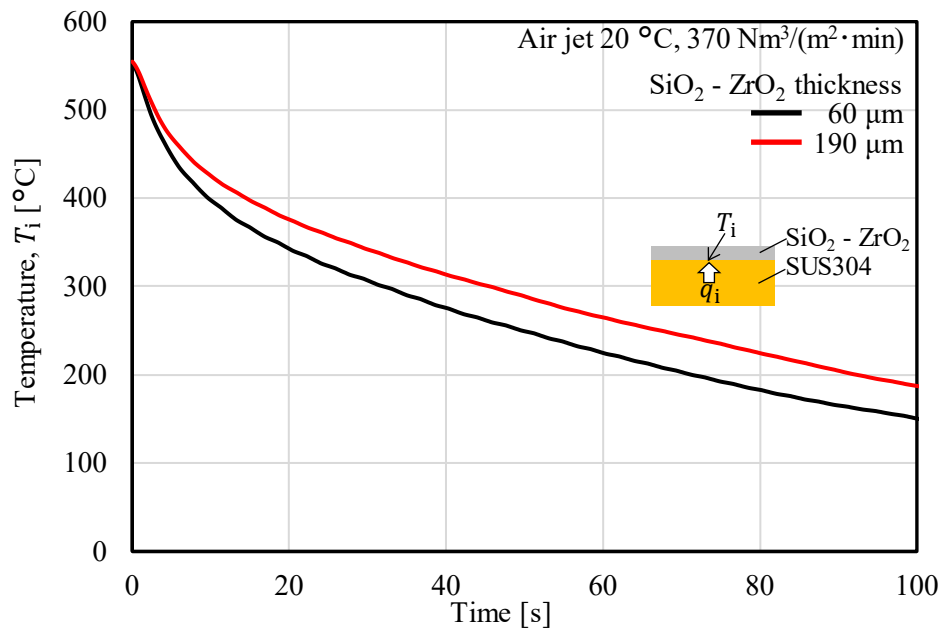


Fig. 2.12 Experimental results for SiO<sub>2</sub> - ZrO<sub>2</sub> scale specimens presented as interfacial temperature  $T_i$  history during air jet cooling of 20 °C at 370 Nm<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·min).

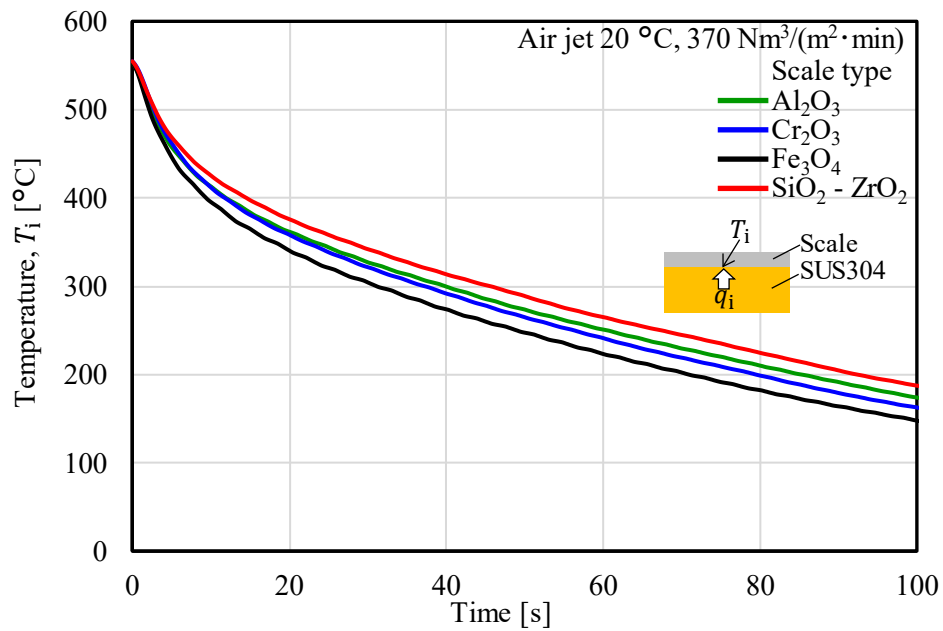


Fig. 2.13 Effect of scale type on interfacial temperature  $T_i$  history during air jet cooling of 20 °C at 370 Nm<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·min). Scale thickness is 190 - 210 μm.

### 2.5.3 考察

スケール厚さがスプレー冷却特性に及ぼすメカニズムを衝風冷却特性と比較して考察する。

Fig. 2.9 から Fig. 2.12 に示したように、今回作製した試料では、スケールが厚いほど衝風冷却での冷却速度は低下した。これはスケールが低熱伝導率で断熱層として作用していることを意味する。一方、スプレー冷却では Fig. 2.8 に示したように、スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度はスケールの厚さによって線形的に増加し、急冷が促進された。西尾らは銅の表面に低熱伝導率材料を表面付加層として接着し、液体窒素プール中で浸漬冷却する非定常実験を行い、付加層が薄い条件では、その厚さの増大に伴って付加層表面でのクエンチの温度が増大するが、ある厚さ以上でクエンチの温度が一定の値となることを示した[60]。そこで本実験においても、スケール層がある程度厚いため、スケール表面でのクエンチの温度はスケール厚さに依存しないと仮定した。すなわちクエンチ開始時の厚さ方向温度分布の模式図を Fig. 2.14 に示すように、スケールが熱抵抗層として作用することで、スケール厚さの増大とともに界面での見かけのクエンチの温度が上昇したと考えた。このため、スケール表面や界面の温度を各条件で比較することが重要であるため、スケール層を考慮した伝熱計算を新たに実施した。

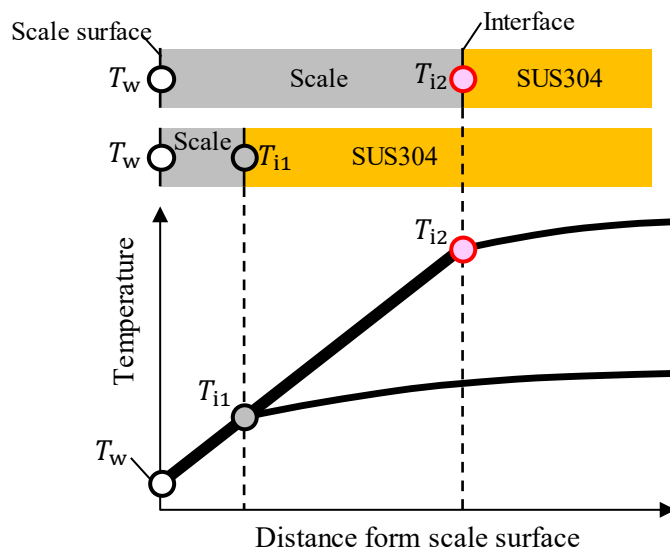


Fig. 2.14 Schematic illustration of temperature distribution during quenching with consideration of the low thermal conductivity scale layer.

Fig. 2.9 に示した衝風冷却実験結果をもとに、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率を同定した。なお、本研究では、スケールと母材の界面での接触熱抵抗は簡略化のため考慮しておらず、その影響はスケールの有効熱伝導率に含めた形で評価となっている。冷却中の熱伝達率をスケール厚さおよび表面温度に関わらず  $1200 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  と仮定した。 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱物性値(密度、比熱、熱伝導率)は一定とし、スケール厚さ  $40 \mu\text{m}$ 、 $210 \mu\text{m}$  の条件で、試料母材の冷却面側表層  $2\text{mm}$  位置に設置した熱電対で得られた温度履歴が、実験と計算とで一致するような、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率を求めた。Fig. 2.15 にその結果を示す。 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率は  $1.1 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  であった。文献値にある焼結材についての値[78]の  $32 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  より非常に小さいが、溶射皮膜についての値[79]である  $3 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  にはいくらか近い。これは、竹内らが述べたように、溶射皮膜中の  $\text{Al}_2\text{O}_3$  粒子の結合率が焼結材よりも低いためであり、また同じ溶射皮膜でも溶射条件によって皮膜形成の状況が異なることも考えられる。本実験の溶射皮膜の熱伝導率が竹内らの溶射皮膜の値より低いのは、皮膜中のポーラス比率が竹内らの皮膜と異なるためであると推定される。

他の種類のスケール( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ )についても、伝熱解析による検証は実施していないが、スケールが厚いほど冷却速度が低下したことから、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  と同様に熱伝導率が低く、熱抵抗層として作用していると考えられる。

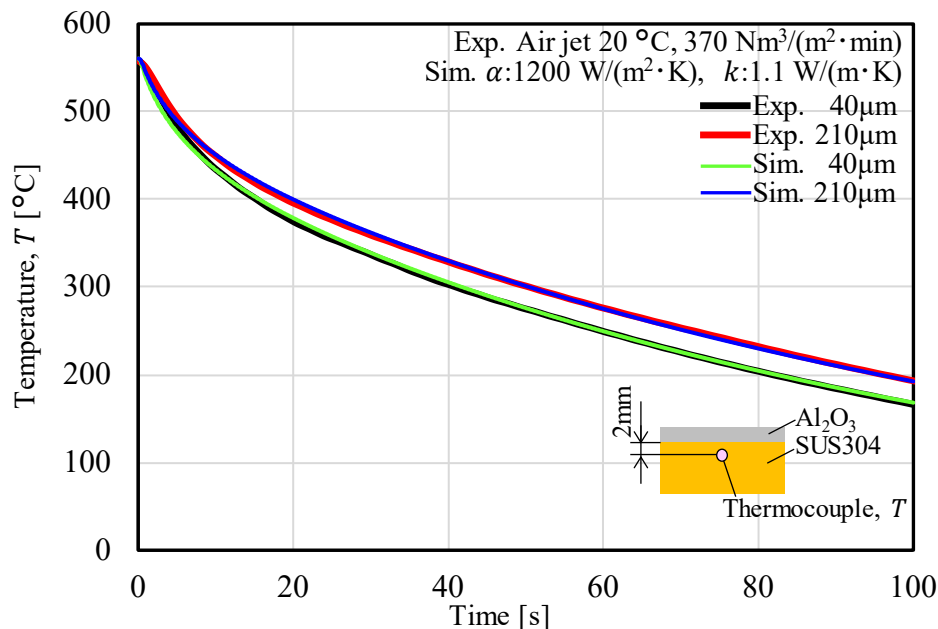


Fig. 2.15 Comparison of temperature history between air jet cooling of  $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$  at  $370 \text{ Nm}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  and simulation  $\alpha = 1200 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ ,  $k = 1.1 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ .  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale thickness is  $40$  and  $210 \mu\text{m}$ .

本メカニズムを確認するため、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  の擬似スケールについて同定した熱伝導率  $1.1 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  を用いて、スプレー冷却におけるスケール厚さがスケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度に及ぼす影響を解析した。Fig. 2.16 に解析で使った熱流束の条件を示す。50  $\mu\text{m}$  のスケールを付与した冷却曲線から、スケールがないものとして逆問題解析を行った結果（以下、実験結果と呼ぶ）におけるスケールと母材の界面温度  $T_i$  と熱流束  $q_i$  の関係を太線で示す。熱流束  $q_i$  は、膜沸騰の間、微小な変動を繰り返しながら徐々に増大したが、界面温度  $T_i$  が  $367^\circ\text{C}$  になった時点で急激に上昇し、 $220^\circ\text{C}$  の時に最大となった。これを Fig. 2.16 に示す細線のように、スケール表面温度  $T_w$  と熱流束  $q_w$  の関係を折線近似でモデル化し、新たに厚さ 50  $\mu\text{m}$  のスケール層も含めた解析を行った。このとき、界面温度  $T_i$  が前述の逆問題解析の結果、すなわち Fig. 2.4(a) に示す界面温度  $T_i$  の履歴と概ね一致するようにスケール表面温度  $T_w$  と熱流束  $q_w$  を調整した。設定したスケール表面温度  $T_w$  と熱流束  $q_w$  を用いて、スケール厚さ 210  $\mu\text{m}$  の場合について順問題解析を実施し、得られた界面温度  $T_i$  の履歴を、前述の逆問題解析から得られた界面温度  $T_i$  の履歴（実験結果）と比較することで、スケール厚さが界面における見かけのクエンチの温度に及ぼす影響を評価した。

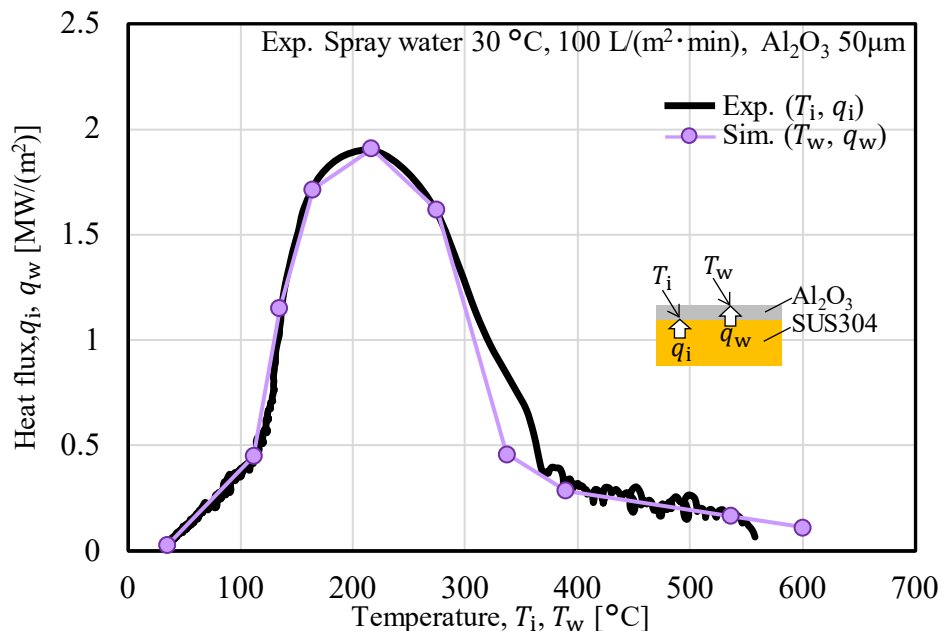


Fig. 2.16 Modeling of relationship between temperature  $T_i$ ,  $T_w$  and heat flux  $q_i$ ,  $q_w$ . ( $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale thickness 50  $\mu\text{m}$ , Water flux 100  $\text{L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$  30  $^\circ\text{C}$ )

Fig. 2.17 に、スケール厚さ  $50\ \mu\text{m}$  および  $210\ \mu\text{m}$  の条件で界面温度  $T_i$  の履歴を求めた結果を実験結果と比較して示す。膜沸騰時の冷却速度は、解析でもスケールの厚さに関わらず、ほぼ同じであった。また、クエンチ発生時の界面温度  $T_i$  は、実験結果ではスケール厚さ  $50\ \mu\text{m}$  および  $210\ \mu\text{m}$  でそれぞれ  $367\ ^\circ\text{C}$ 、 $468\ ^\circ\text{C}$  であった。これに対し、熱流束をモデル化して解析を行った結果では、それぞれ  $357\ ^\circ\text{C}$ 、 $422\ ^\circ\text{C}$  となった。ここでは、スケール厚さそのものがスケールと母材の界面温度  $T_i$  に及ぼす影響を評価するため、スケール表面における冷却条件はスケール厚さによらず同一であると仮定し、スケール厚さ  $50\ \mu\text{m}$  の条件で得られた平均的な熱流束を境界条件として用いた。クエンチが発生するときのスケールの表面温度  $T_w$  がスケール厚さによらず同等であると仮定すれば、熱抵抗層として作用するスケール層が厚いほど、クエンチ発生時の界面温度  $T_i$  が高くなるという前述の傾向を説明できる。ただし、スケール厚さ  $210\ \mu\text{m}$  の場合には、実験結果と解析結果の間に  $60\ ^\circ\text{C}$  程度の差異が認められた。この誤差は、計算の仮定として、スケール厚さ  $50\ \mu\text{m}$  の条件での平均的な熱流束を基に設定した値であるためと考えられる。スプレー冷却は液滴群による断続的な冷却であるから、液滴が衝突する間の局所的な熱流束は、Fig. 2.16 で示した値よりもはるかに高い。したがって、クエンチ発生時の温度は、そうした微視的な観点で議論する必要があると考えられる。

以上より、本解析は実験結果を再現すること自体を目的としたものではなく、同一の冷却条件下においても、スケールが熱抵抗層として作用することで、スケールと母材の界面で観測される見かけのクエンチ温度が変化するというメカニズムを定性的に確認した。

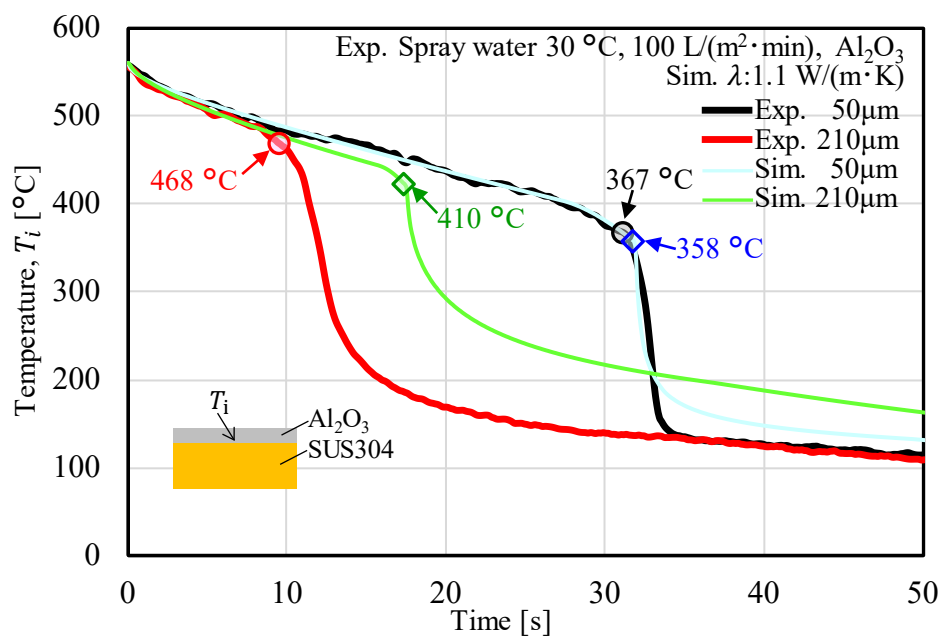


Fig. 2.17 Comparison of temperature history  $T_i$  at interface between simulation and experiment. Arrows indicate apparent quenching points for each case. (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> scale, Water flux 100 L/(m<sup>2</sup>·min) 30 °C)

また、スプレー冷却実験でクエンチの温度がスケールの種類によって変化したがる、本実験結果の検討からは、そのメカニズムについて見出すことはできなかった。

## 2.6 まとめ

2章では、鋼板の表面性状として挙げられるスケール厚さがスプレー冷却特性に及ぼす影響を調査するため、スプレー冷却実験と冷媒の相変化を伴わない衝風冷却実験を行い、スプレー冷却での結果と比較することで、そのメカニズムについて検討した。

表面粗さの影響を排除し、スケール厚さを単独に変化するパラメータとするため、厚さ 20mm の SUS304 鋼を母材として、金属酸化物( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$ )をそれぞれ冷却面に溶射して 40 ～ 210  $\mu\text{m}$  の範囲で厚さの異なる擬似的なスケール層を付与した試料を作製した。

30  $^{\circ}\text{C}$ 、100 L/( $\text{m}^2\cdot\text{min}$ )でのスプレー冷却実験と 20  $^{\circ}\text{C}$ 、370  $\text{Nm}^3/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ での衝風冷却実験を行い、それぞれのスケールと母材の界面での温度履歴および熱流束を求めた。また、スケールを考慮した伝熱解析を行い、以下の結果が得られた。

- 1) スプレー冷却では、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  のスケールが付与された試料で膜沸騰が発生し、その後、クエンチが発生した。スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度はスケールが厚いほど、高くなった。また、 $200\pm 10\ \mu\text{m}$  のスケールで、クエンチの温度を比較すると、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  の順に高くなった。一方、 $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$  は冷却開始とともに急激な温度降下となり、クエンチは発生しなかった。
- 2) 衝風冷却では、今回作製した全ての種類のスケールで、スケールが厚いほど、冷却速度が低下した。また、 $200\pm 10\ \mu\text{m}$  のスケールで、冷却速度を比較すると、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$  の順に高くなった。これは、クエンチが発生しなかった  $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$  を除いて、スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度の高さの順と逆であった。
- 3) 衝風冷却実験結果からスケールを含む伝熱解析を行うことで、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  のスケールの熱伝導率について同定した。その結果、今回作製した  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率は 1.1 W/( $\text{m}\cdot\text{K}$ )であり、熱抵抗層として作用していることがわかった。
- 4) 同定した  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率を用いて、スプレー冷却をモデル化した熱流束でスケールを含む伝熱解析を行った。その結果、膜沸騰時の冷却速度はスケール厚さに関わらずほぼ同じであり、スケールが熱抵抗層として作用することで、スケールが厚い

と、スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度は高くなり、実験結果の傾向を定性的に確認できた。

## 第3章 スケールの種類の影響

### 3.1 試料作製

実験に使用する試料の母材として、前章と同様の理由から SUS304 鋼を用いた。試料の寸法は、直径 30 mm、長さ 90 mm とした。液滴衝突面には、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  および  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  の粉末を溶射し、その後粗さを調整するために研磨を施した。Table 3.1 に作製した試料の一覧および Fig. 3.1 に試料の外観を示す。スケールの厚さは、 $50 \pm 10 \mu\text{m}$ 、 $100 \pm 20 \mu\text{m}$ 、 $150 \pm 10 \mu\text{m}$ 、 $200 \pm 20 \mu\text{m}$  であり、表面粗さは、 $R_a = 1.19 \sim 1.94 \mu\text{m}$  の範囲に調整した。

Table 3.1 Surface condition of specimen

| Coating layer                   | Thickness [ $\mu\text{m}$ ] | Surface roughness : $R_a$ [ $\mu\text{m}$ ] |
|---------------------------------|-----------------------------|---------------------------------------------|
| $\text{Al}_2\text{O}_3$         | 60, 90, 100, 150, 180       | 1.55 – 1.94                                 |
| $\text{Cr}_2\text{O}_3$         | 50, 100, 120, 150, 210      | 1.20 – 1.67                                 |
| $\text{Fe}_3\text{O}_4$         | 60, 110, 120, 140, 180      | 1.16 – 1.68                                 |
| $\text{SiO}_2$ - $\text{ZrO}_2$ | 60, 100, 110, 160, 190      | 1.61 – 1.89                                 |

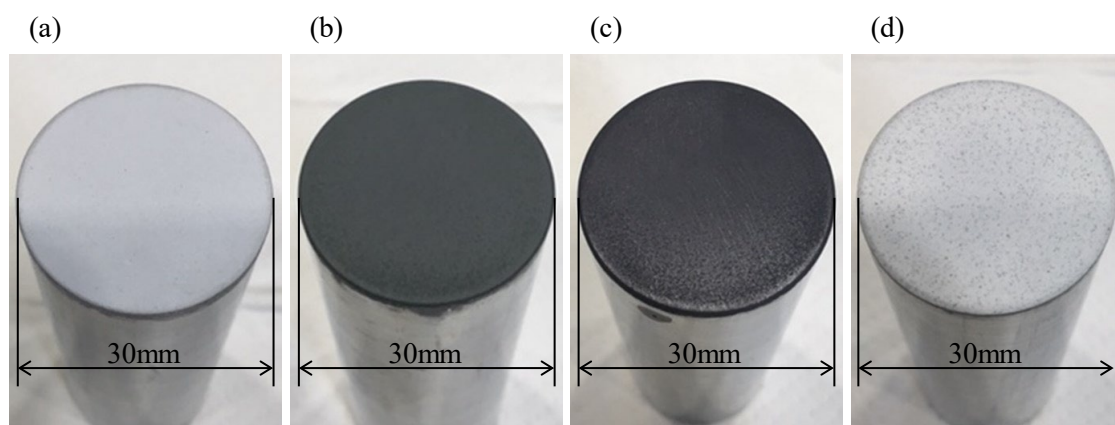


Fig. 3.1 Appearance of the specimen with artificial scale of (a)  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , (b)  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ , (c)  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ , (d)  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ .

試料には、液滴衝突させたときの温度を把握するために、母材表面から 5 mm、10 mm の位置にそれぞれ試料中心となる深さで  $\phi 0.5$  の K シース熱電対を設置した。

これとは別に、液滴衝突挙動を観察するための試料に付与したスケールと同じ方法で、

熱物性を測定するための試料を作製した。母材の寸法は、板厚 1 mm、板幅 10 mm、長さ 10 mm とした。試料の片面に液滴衝突観察用の試料と同様の金属酸化粉末を溶射した。スケールの厚さは  $500 \pm 25 \mu\text{m}$  である。

### 3.2 熱物性測定

溶射によって付与したスケールの熱物性として、密度 $\rho_w$ 、比熱 $c_w$ 、熱拡散率 $\alpha_w$ を測定した。前節で記した試料について、電子天秤(メトラー・トレド、XS-204)で密度を、熱重量/示差熱同時測定装置(NETZSCH、STA 449 F3 Jupiter)で比熱を、レーザーフラッシュ装置(NETZSCH、LFA457MicroFlash)で熱拡散率を測定した。まず、各試料のスケールを母材から剥離させ、25 °Cおよび 280 °Cにおける熱拡散率 $\alpha_w$ 、比熱 $c_w$ を測定した。最後に 25 °Cでのスケールの重量と体積を測定し、密度 $\rho_w$ を算出した。測定によって得られた熱物性から、式(3.1)および式(3.2)を用いて熱伝導率 $k_w$ および熱浸透率 $\beta_w$ を算出した。

$$k = \alpha \rho c \quad (3.1)$$

$$\beta = \sqrt{\rho c k} \quad (3.2)$$

なお、今回実施した密度の測定方法は 25 °Cのみで可能であるため、280 °Cでの密度は測定していない。しかし、金属酸化物の線膨張係数は通常  $10^{-6} \text{K}^{-1}$  程度[80]であり、密度一定とみなすことが可能であるため、密度 $\rho_w$ は温度によらず一定とした。

測定で得られた熱物性の一覧を Table 3.2 に示す。なお、参考として母材である SUS304 については、文献[59]の値から内挿した値を示している。

今回作製したスケール層の熱伝導率 $k_w$ は 1.0 ~ 4.2 W/(m・K)と母材である SUS304 の値 16.9 W/(m・K)よりも小さく、熱抵抗層となることを確認した。また、280 °Cにおける熱伝導率 $k_w$ は、 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2 < \text{Al}_2\text{O}_3 < \text{Fe}_3\text{O}_4 < \text{Cr}_2\text{O}_3$  の順に小さく、熱浸透率 $\beta_w$ は  $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2 < \text{Al}_2\text{O}_3 < \text{Cr}_2\text{O}_3 < \text{Fe}_3\text{O}_4$  の順に小さかった。

Table 3.2 Thermal properties of each specimen. The values for  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  and  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  specimens were measured at 25 °C and 280 °C. For SUS304, interpolated values from the literature data[59] are presented.

|                                 | Density           | Specific heat |        | Thermal conductivity |        | Thermal diffusivity |        | Thermal effusivity                        |        |
|---------------------------------|-------------------|---------------|--------|----------------------|--------|---------------------|--------|-------------------------------------------|--------|
|                                 | $\rho_w$          | $c_w$         |        | $k_w$                |        | $\alpha_w$          |        | $\beta_w$                                 |        |
|                                 | kg/m <sup>3</sup> | J/(kg · K)    |        | W/(m · K)            |        | mm <sup>2</sup> /s  |        | J/(m <sup>2</sup> · s <sup>0.5</sup> · K) |        |
|                                 | 25 °C             | 25 °C         | 280 °C | 25 °C                | 280 °C | 25 °C               | 280 °C | 25 °C                                     | 280 °C |
| $\text{Al}_2\text{O}_3$         | 3380              | 1095          | 1095   | 3.450                | 2.205  | 0.932               | 0.596  | 3573                                      | 2857   |
| $\text{Cr}_2\text{O}_3$         | 4950              | 542           | 542    | 4.244                | 4.015  | 1.583               | 1.497  | 3373                                      | 3281   |
| $\text{Fe}_3\text{O}_4$         | 5170              | 654           | 890    | 2.416                | 3.169  | 0.714               | 0.689  | 2858                                      | 3818   |
| $\text{SiO}_2$ - $\text{ZrO}_2$ | 3680              | 601           | 601    | 1.454                | 1.091  | 0.658               | 0.493  | 1794                                      | 1553   |
| SUS304                          | 7920              | 556           | 545    | 16.91                | 18.23  | 4.196               | 4.139  | 7767                                      | 8961   |

### 3.3 実験装置

Fig. 3.2 に実験装置を示す。液滴はマイクロジェットディスペンサー（メクト、MICROJET® MJ-020）およびコンプレッサーを用いて、試料上面から 60 mm 上方に設置したノズルから射出した。液滴が衝突する際の試料の温度を変化させるために、試料下部にワイヤーヒーターを巻き付けた。液滴衝突面のみが露出するようにして、周囲を断熱材で覆った。実験中は意図しない酸化を防止するため、装置全体をケースで覆い、窒素ガスを封入した。射出時の液滴温度を測定するために、ノズルに熱電対を設置した。なお、実験を進めていく中で、試料加熱温度によって、ノズル近傍の温度が変化することが分かった。そこで、射出される液滴の温度が制御できるように、ノズル周囲に水温調整ジャケットを設置した。

試料表面に衝突する液滴の挙動を、高速カメラ（ノビテック、Phantom v310）を用いて観察した。

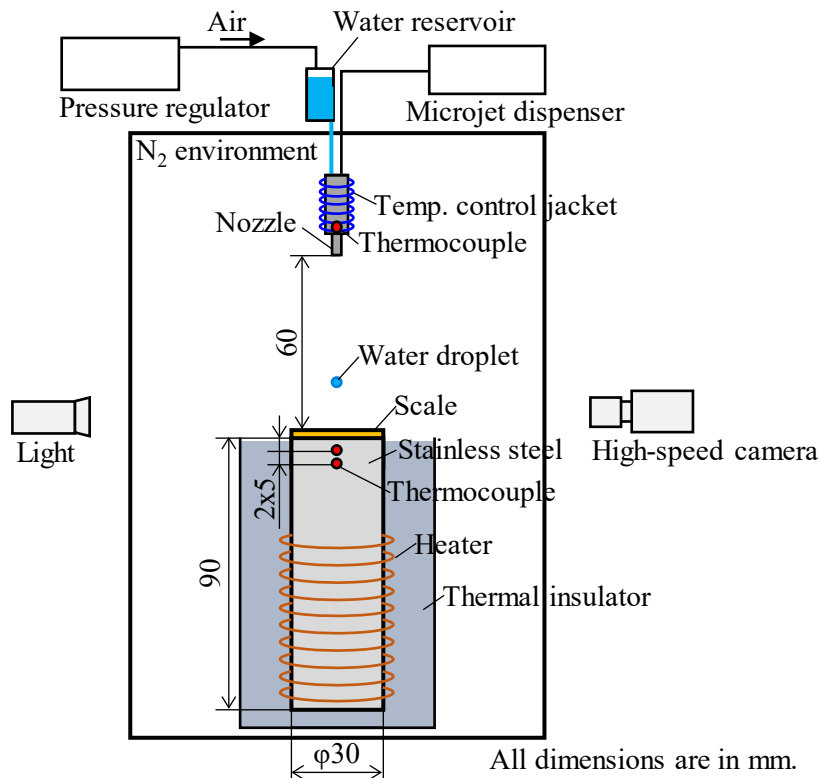


Fig. 3.2 Schematics of experimental apparatus for single droplet impingement.

### 3.4 実験方法および実験条件

Table 3.3 に実験条件を示す。試料を装置に設置した後、装置内を  $N_2$  で封入し、所定の温度までヒーターで加熱し、定常状態になるまで待機した。加熱温度は、試料表面から 10 mm 下方に設置した熱電対の温度と定義し、前章で得られた皮膜厚さ  $50 \pm 10 \mu m$  での熱履歴をもとに、クエンチ近傍および膜沸騰領域、遷移沸騰領域の数点とした。マイクロジェットディスペンサーから液滴を射出し、試料表面衝突状況について高速度カメラを用いて、時間分解能 15 kHz および空間分解能  $12 \mu m/px$  で観察した。

液滴の直径  $D_d$  と速度  $V_d$  をそれぞれ  $D_d = 604 \pm 32 \mu m$  および  $V_d = 1.50 \pm 0.12 m/s$  に制御した。これは前章でのスプレー冷却時の液滴径より大きく、速度が小さい。しかしこれより液滴径を小さくすると射出される液滴径のばらつきが大きくなってしまい、また、速度を大きくすると、射出された液滴が試料衝突前に分裂してしまった。上記理由から本実験での液滴径と速度を決定した。

Fig. 3.3 に、本実験での試料加熱温度と液滴温度の関係を示す。図に示すように、ノズル周囲に水冷ジャケットが無い状態では、加熱温度が高いほど、ヒーターからの伝熱によりノズル自体も加熱され、液滴温度が上昇することがわかった。そこで、水冷ジャケットを設置し、液滴温度の制御を可能とした。さらに、水冷ジャケットに通水する冷却水温を調整することで、液滴温度を  $10.2 \pm 0.3 ^\circ C$ 、 $30.8 \pm 0.3 ^\circ C$ 、 $50 \pm 0.2 ^\circ C$  に設定し、それぞれの条件における液滴衝突挙動も観察した。

高速度カメラで撮影した液滴衝突挙動のうち、液滴の拡がり直径および接触時間について解析を行った。

Table 3.3 Experimental conditions of single water droplet impingement.

|                                                          |                                                                                     |
|----------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|
| Heating temperature at 10 mm below the surface           | 135 – 484 $^\circ C$                                                                |
| Water droplet temperature (without temp. control jacket) | 20.5 – 69.4 $^\circ C$                                                              |
| Water droplet temperature (with temp. control jacket)    | 10.2 $\pm$ 0.3 $^\circ C$<br>30.8 $\pm$ 0.3 $^\circ C$<br>50.3 $\pm$ 0.2 $^\circ C$ |
| Droplet diameter                                         | 604 $\pm$ 32 $\mu m$                                                                |
| Droplet velocity                                         | 1.50 $\pm$ 0.12 m/s                                                                 |

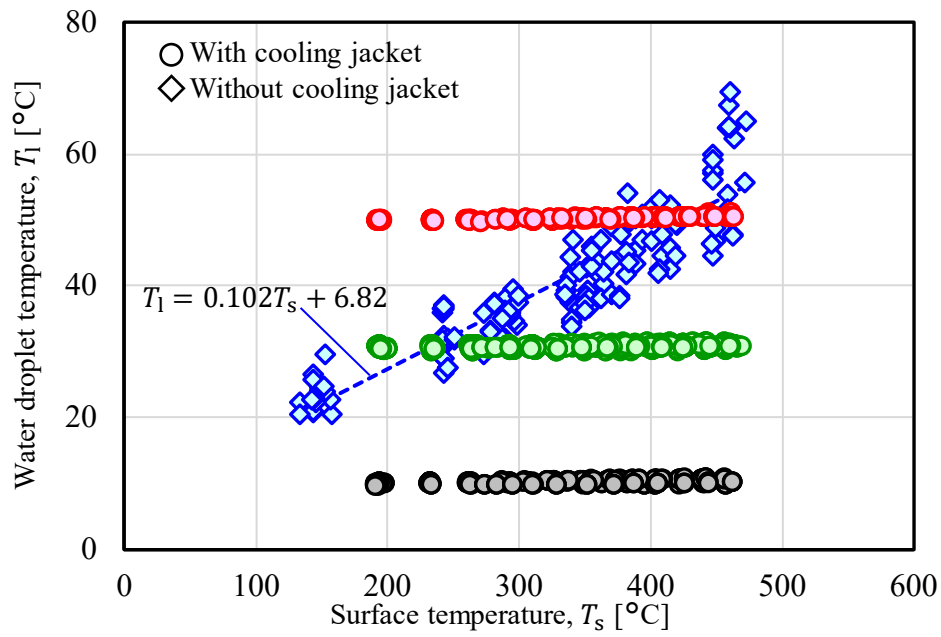


Fig. 3.3 Relationship between surface temperature  $T_s$  and droplet temperature  $T_l$ . The dashed line indicates the trend line fitted to the data obtained without cooling jacket for injection nozzle.

### 3.5 表面近傍の温度算出

液滴が衝突する直前のスケールの表面温度を定常熱伝導問題から算出した。Fig. 3.4 にスケール表面近傍の概略を示す。液滴衝突直前の表面近傍での熱流束は高さ方向にのみ生じ、かつ一定であるとした。試料母材に設置した熱電対から、式(3.3)を用いてスケールと母材の界面での温度 $T_i$ を求めた。

$$T_i = T_{tc1} - \frac{x_2}{x_3} (T_{tc2} - T_{tc1}) \quad (3.3)$$

スケールがない試料では式(3.3)で得られた温度 $T_i$ を表面温度 $T_s$ とした。スケールがある場合には、式(3.4)を用いて、表面温度 $T_s$ を求めた。

$$T_s = T_i - \frac{k_{\text{steel}} x_1}{k_{\text{scale}} x_2} (T_{tc1} - T_i) \quad (3.4)$$

ここで、スケールと母材の熱伝導率はスケールと母材の界面での温度 $T_i$ での値を用いた。また、スケールの厚さ $x_1$ は溶射前後の試料の高さの差を測定した値、熱電対の位置 $x_2$ および $x_3$ は、ハイトゲージを用いて測定した値を用いた。

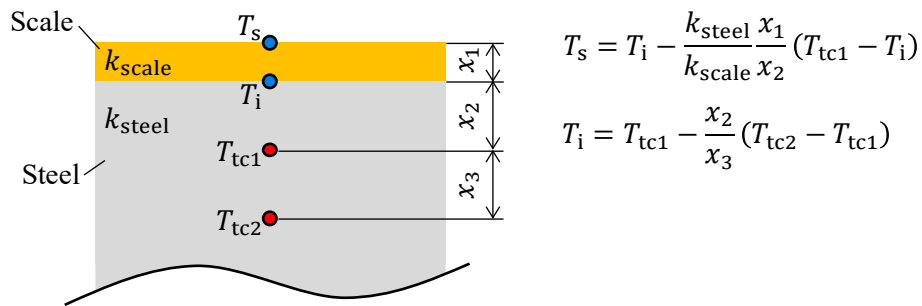


Fig. 3.4 Schematics of the droplet impingement surface.

### 3.6 液滴衝突直前の液温の検証

液滴が衝突する直前の液滴温度を直接測定することが困難であったため、計算によって求めた。Fig. 3.5 に計算モデルの概略を示す。ノズルから衝突面までの 60 mm に対し、1mm 進む時間 $\Delta t$ における液滴の温度変化量 $\Delta T_d$ を式(3.5)から離散的に求めた。

$$\Delta T_d = \frac{Q_{\text{total}}}{\rho_d c_d V_d} \quad (3.5)$$

ここで $\rho_d$ 、 $c_d$ 、 $V_d$ はそれぞれ液滴の密度、比熱、体積であり、密度および体積は射出された時点、比熱はその位置で算出される液滴の温度に対応する値である。また、 $Q_{\text{total}}$ は液滴が加熱された衝突面から受け取る輻射による熱量 $Q_{\text{rad}}$ と、液滴が雰囲気ガスである $N_2$ から受け取る熱量 $Q_{\text{conv}}$ であり、それぞれ式(3.6)および式(3.7)で表される。

$$Q_{\text{rad}} = \sigma F A_s \{(T_s + 273.15)^4 - (T_d + 273.15)^4\} \Delta t \quad (3.6)$$

$$Q_{\text{conv}} = h(T_g - T_d) A_d \Delta t \quad (3.7)$$

ここで $\sigma$ はステファン・ボルツマン定数、 $F$ は試料表面から液滴を見たときの形態係数、 $A_s$ および $A_d$ はそれぞれ試料上面と液滴の表面積、 $h$ は雰囲気ガス中を通過する際の平均熱伝達率、 $T_g$ は雰囲気ガスの温度である。形態係数 $F$ は液滴を直径 $D_d$ の円板とみなして式(3.8)を用いた[81]。

$$F = \frac{1}{2R_s^2} \left\{ R_s^2 + R_d^2 + L^2 - \sqrt{(R_s^2 + R_d^2 + L^2)^2 - 4R_s^2 R_d^2} \right\} \quad (3.8)$$

$R_s$ および $R_d$ はそれぞれ試料および液滴の半径、 $L$ は試料と液滴との距離である。また、雰囲気ガス中を通過する際の平均熱伝達率 $h$ は、文献に記載されている流体球周りの熱伝達率として式(3.9)を用いた[81]。

$$h = \frac{k_g}{L} \left\{ 2 + \left( \frac{Re \cdot Pr}{4} + \frac{D_d^2}{\pi \alpha_g t} \right)^{0.5} \right\} \quad (3.9)$$

ここで、 $k_g$ および $\alpha_g$ は雰囲気ガスの熱伝導率および熱拡散率、 $Re$ はレイノルズ数、 $Pr$ はプラントル数である。

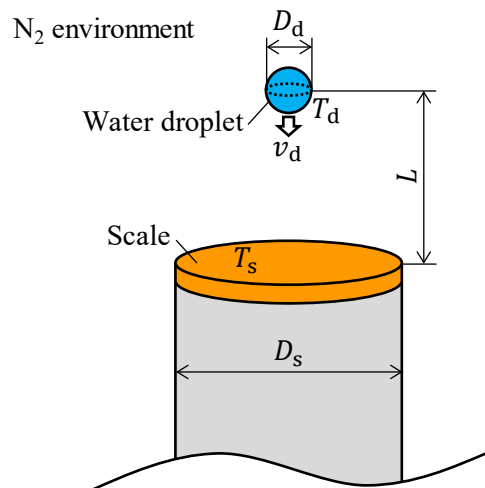


Fig. 3.5 Schematics of droplet temperature calculation model.

計算条件を Table 3.4 に示す。射出ノズルと試料との距離 60 mm で実験中に想定される最大温度上昇量を算出するために、液滴の初期温度を 10 °C とし、Fig. 3.3 より、試料表面温度  $T_s = 472$  °C、雰囲気ガス温度  $T_g = 69$  °C とした。液滴径  $D_d = 604 \times 10^{-6}$  m、試料直径  $D_s = 30 \times 10^{-3}$  m とし、液滴速度  $V_d$  は重力の影響を受けるとして、試料表面衝突時に観察時の速度 1.50 m/s となるように、射出時の速度を 1.05 m/s とした。液滴および雰囲気ガスである窒素の物性値については、文献に示されている値[81]から各温度の値を内挿して使用した。

Table 3.4 Calculation conditions for the temperature change of a water droplet from nozzle to specimen surface.

|                             |                        |
|-----------------------------|------------------------|
| Droplet diameter            | 604 $\mu\text{m}$      |
| Initial droplet temperature | 10 $^{\circ}\text{C}$  |
| Initial droplet velocity    | 1.05 m/s               |
| Nozzle height               | 60 mm                  |
| Heated surface temperature  | 472 $^{\circ}\text{C}$ |
| Heated surface diameter     | 30 mm                  |
| Atmosphere gas              | $\text{N}_2$           |
| Gas temperature             | 69 $^{\circ}\text{C}$  |

Fig. 3.6 に計算結果を示す。液滴が射出されて試料に到達するまでに、形態係数  $F$  は 0.000024 から 0.00040 まで変化する。また、熱伝達率  $h$  は、195  $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  から 109  $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  まで変化する。これにより、液滴が試料表面に近づくほど温度上昇するが、最終的な温度上昇量としては最大でも 0.9 K 程度であることを確認した。以降、液滴温度は射出時の値を用いた。

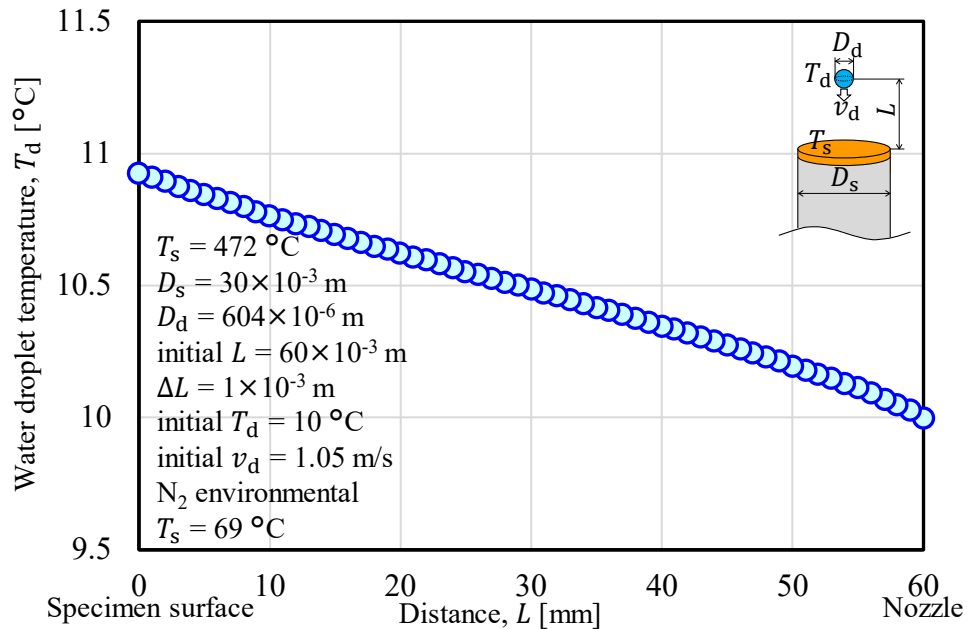


Fig. 3.6 Calculation result of the temperature change of a water droplet from nozzle to specimen surface.  $T_s = 472\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $D_s = 30 \times 10^{-3}\text{ m}$ ,  $D_d = 604 \times 10^{-6}\text{ m}$ , initial  $L = 60 \times 10^{-3}\text{ m}$ ,  $\Delta L = 1 \times 10^{-3}\text{ m}$ , initial  $T_d = 10\text{ }^{\circ}\text{C}$ , initial  $v_d = 1.05\text{ m/s}$ ,  $\text{N}_2$  environment  $T_g = 69\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

### 3.7 液滴の接触挙動

液滴の衝突挙動は、衝突面の温度に応じて、二つの領域に大別される。膜沸騰が発生するような高温の試料表面に衝突する液滴では、ウェーバー数  $We = (\rho_l v_d^2 D_d) / \gamma_l$  に応じて拡がり、あるいは破裂する。ウェーバー数は、流体の慣性力が表面張力  $\gamma_l$  にどの程度支配的であるかを示す無次元数であり、その値が小さいほど表面張力の影響が大きくなる。Hatta らは加熱した Alloy 625 の表面へ液滴を衝突させ、その挙動を調査し、ウェーバー数が 50 以上で衝突後の液滴が破裂することを示した[82]。今回の実験におけるウェーバー数は、 $We = 19 \pm 4.0$  と比較的小さいので、衝突挙動としては液滴が破裂することなく、主に跳ね返る挙動を示すことが予測される。一方、クエンチが発生するような低温の試料表面に衝突する液滴では、衝突後に試料表面で核沸騰が発生し、液滴が蒸発するまで滞在する。このように、液滴の接触時間  $\tau$  は、様々な温度における液滴の挙動を特徴づける重要な指標となる可能性があり[66, 67]、液滴の接触時間を測定し、評価することで、クエンチが発生する条件やそのメカニズムについて検討を行った。

液滴が衝突してから跳ね返るまでの液滴の上下運動を弾性球の反発運動と物理的に等価であるとした場合、接触時間  $\tau_m$  は式(3.10)で表すことができる[83]。

$$\tau_m = 0.92 \sqrt{\frac{\rho_l D_d^3}{\gamma_l}} \quad (3.10)$$

本実験条件に基づき算出された接触時間  $\tau_m$  は、 $1.62 \pm 0.14$  ms 程度である。また、実験から得られた接触時間  $\tau$  と弾性反発モデルから計算される接触時間  $\tau_m$  との比  $\tau/\tau_m$  を調査することで、液滴条件のばらつきの影響を排除し、スケールの種類やその厚さおよび温度の影響を評価することが可能となる。

また、液滴が衝突した際の接触時間  $\tau$  だけでなく、最大拡がり直径  $D_{\max}$  も最大伝熱面積に相当するため、重要な評価指標である[37, 67, 75, 84]。最大拡がり直径  $D_{\max}$  は衝突前の液滴直径  $D_d$  で正規化されることが多く、最大拡がり直径比  $D_{\max}/D_d$  として評価される。Clanet らによる弾性反発モデルに基づく最大拡がり比は式(3.11)で表される[85]。

$$(D_{\max}/D_d)_m = 0.9We^{0.25} \quad (3.11)$$

今回の実験条件から算出される最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ は、 $1.88 \pm 0.08$  程度である。

## 3.8 実験結果および考察

### 3.8.1 スケール種類の影響

Fig. 3.7 に衝突挙動の一例を示す。前節で述べたように、 $We = 19 \pm 4.0$  と小さいため、液滴の衝突挙動としては、Fig. 3.7(a)に示すように、破裂することなく、液滴が一定時間試料と接触した後、跳ね返った。一方、クエンチが発生するような低温の試料表面衝突する液滴では、Fig. 3.7(b)に示すように、衝突後に試料表面で沸騰が発生し、液滴が蒸発するまで滞在した。

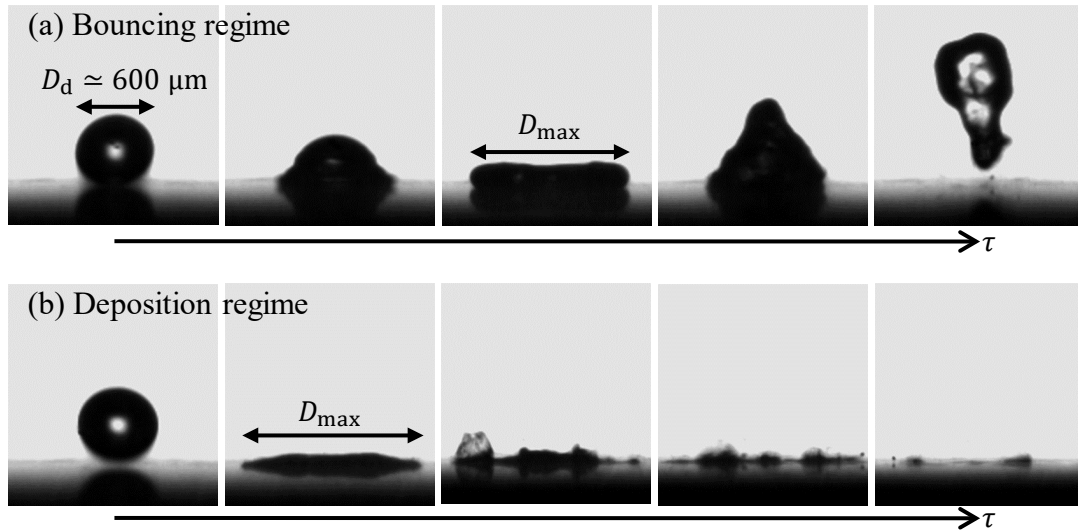


Fig. 3.7 Exemplary droplet behaviors in (a) bouncing and (b) deposition regimes on a  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale with a thickness of  $150 \mu\text{m}$ . The droplet temperature was  $30^\circ\text{C}$ , and the surface temperatures were (a)  $398^\circ\text{C}$  and (b)  $198^\circ\text{C}$ . The initial droplet diameter  $D_d$ , the maximum spreading diameter  $D_{\text{max}}$  and the contact time  $\tau$  are defined in the figure.

Fig. 3.8 ～ Fig. 3.11 に、スケール表面温度に対する液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ および最大拡がり直径比 $D_{\text{max}}/D_d$ をスケールの厚さごとにまとめた結果を示す。なお、Fig. 3.8 および Fig. 3.11 は液滴温度を制御していない実験結果であるため、Fig. 3.3 に示した表面温度 $T_s$ と液滴温度 $T_l$ の関係( $T_l = 0.102T_s + 6.82$ )から算出した液滴温度の目安を横軸下部に示している。また、比較のために Fig. 3.12 にスケールを付与しなかった SUS304 表面で観察した結果を示す。

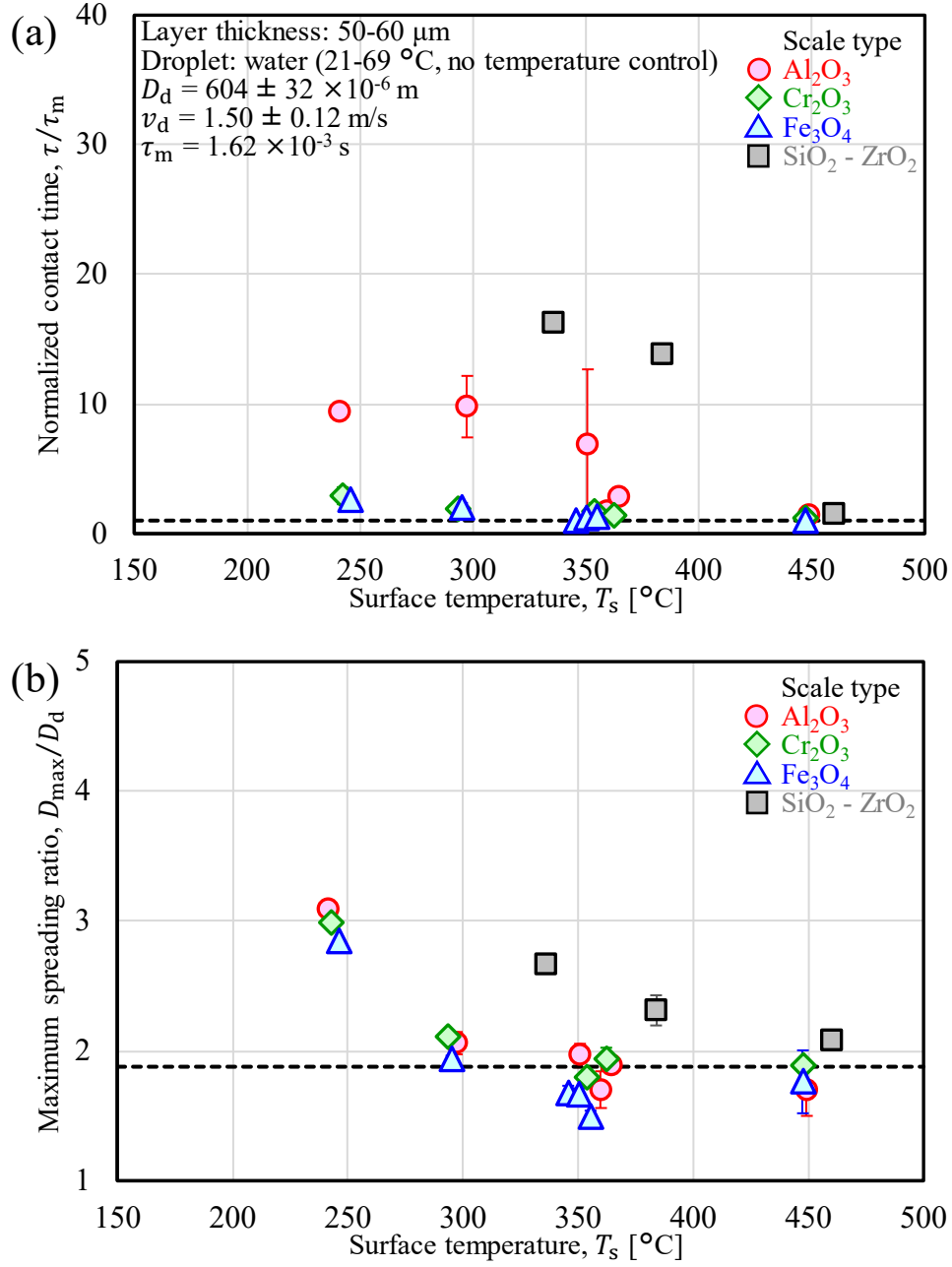


Fig. 3.8 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 50-60  $\mu\text{m}$ . Droplet temperature ranged from 21-69  $^{\circ}\text{C}$ , and the lower horizontal axis indicates approximate water droplet temperature from Fig. 3.3. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

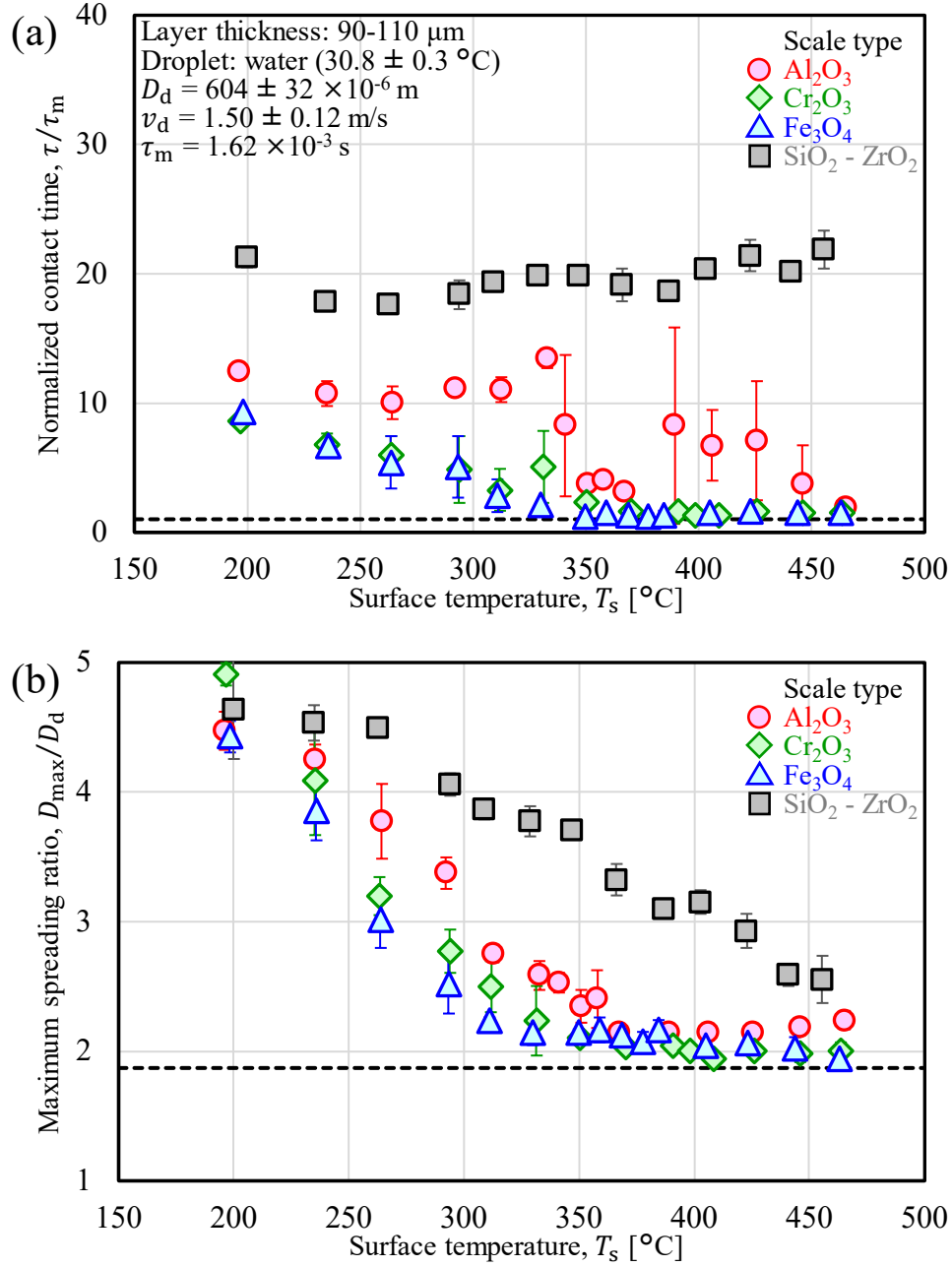


Fig. 3.9 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 90-110  $\mu\text{m}$ . The water droplet temperature was  $30.8 \pm 0.3$   $^{\circ}\text{C}$ . Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

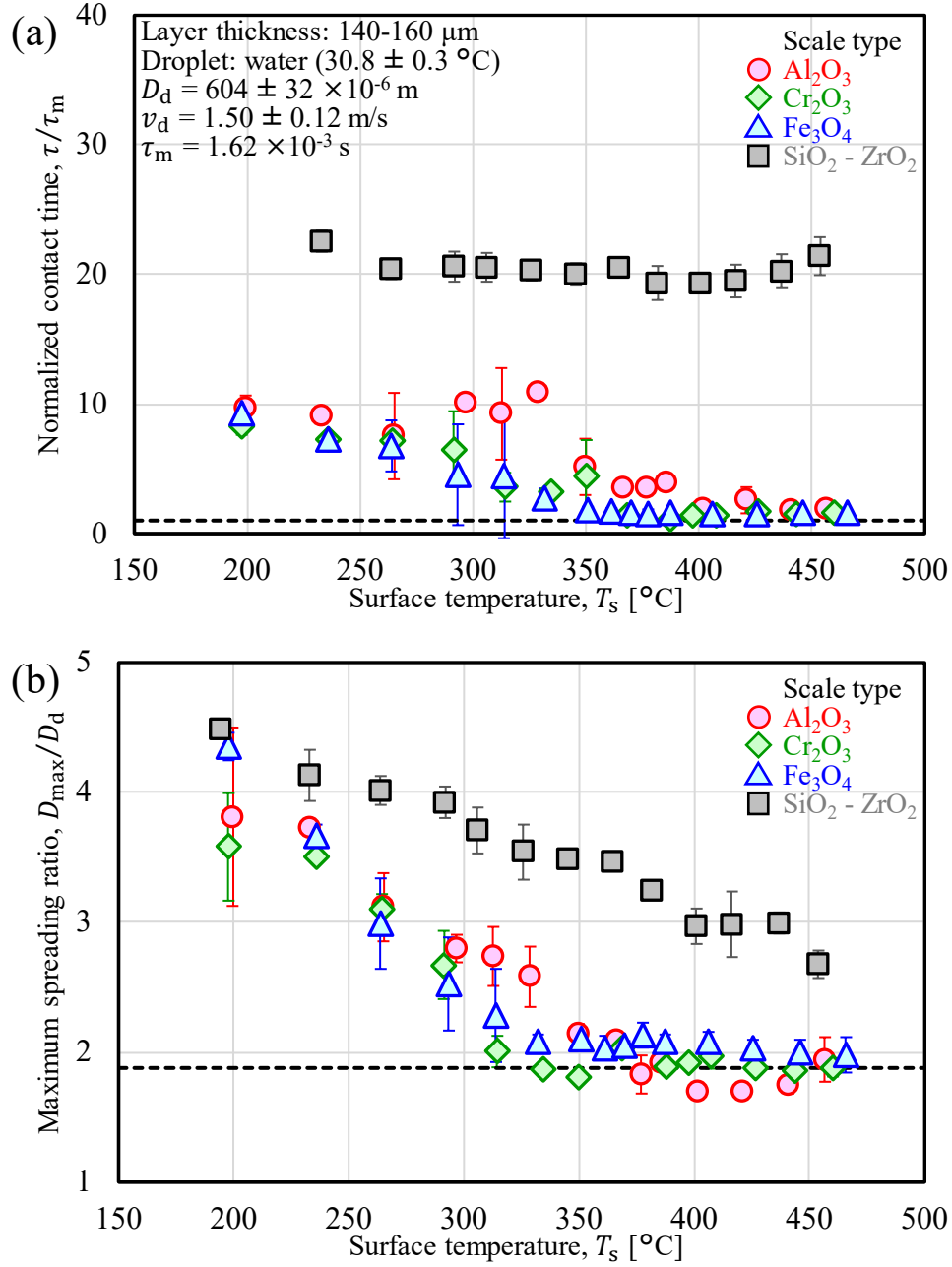


Fig. 3.10 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\max}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 140-160  $\mu\text{m}$ . The water droplet temperature was  $30.8 \pm 0.3$  °C. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\max}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

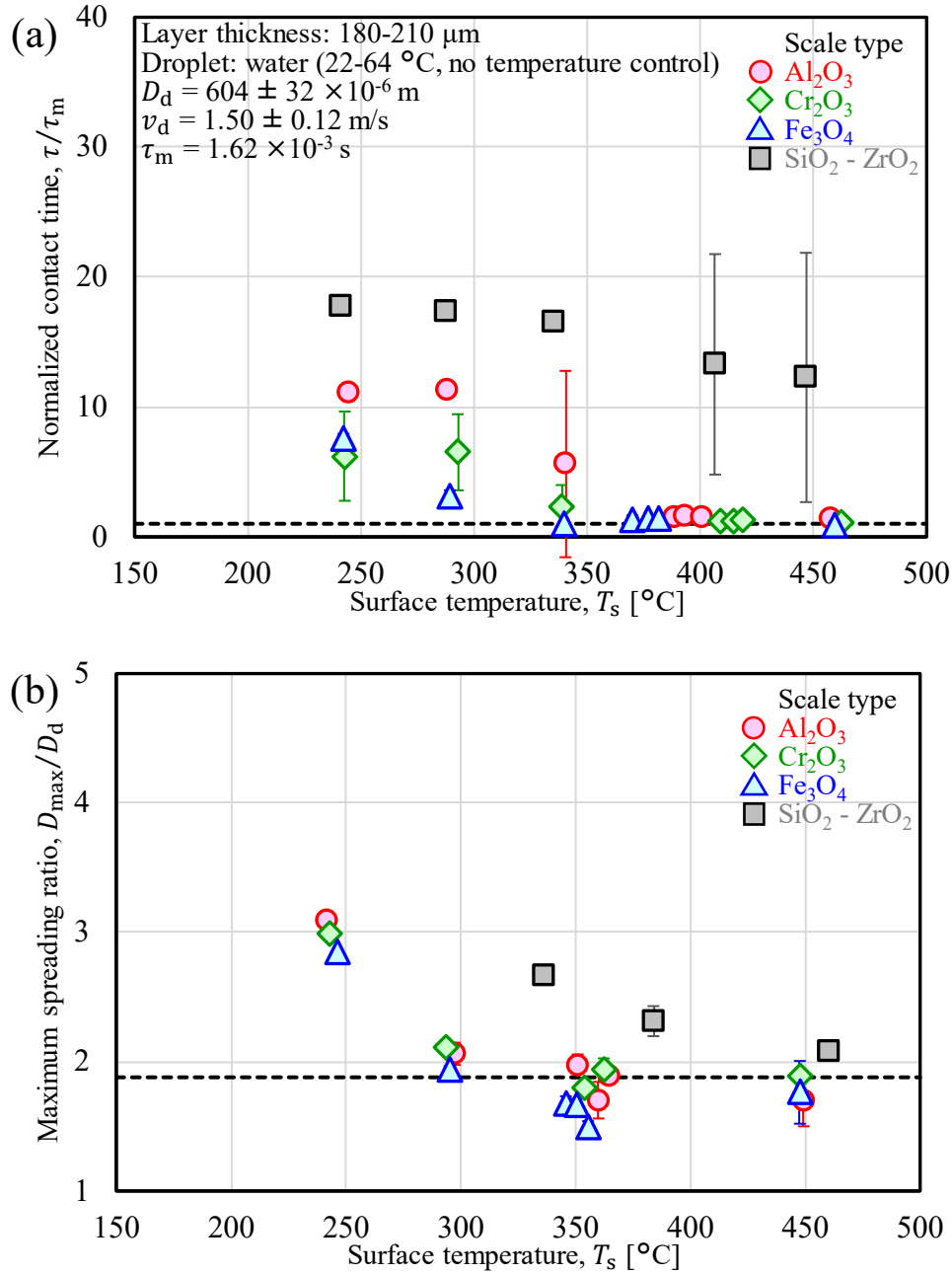


Fig. 3.11 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\max}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 180-210  $\mu\text{m}$ . Droplet temperature ranged from 22-64 °C, and the lower horizontal axis indicates approximate water droplet temperature from Fig. 3.3. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\max}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

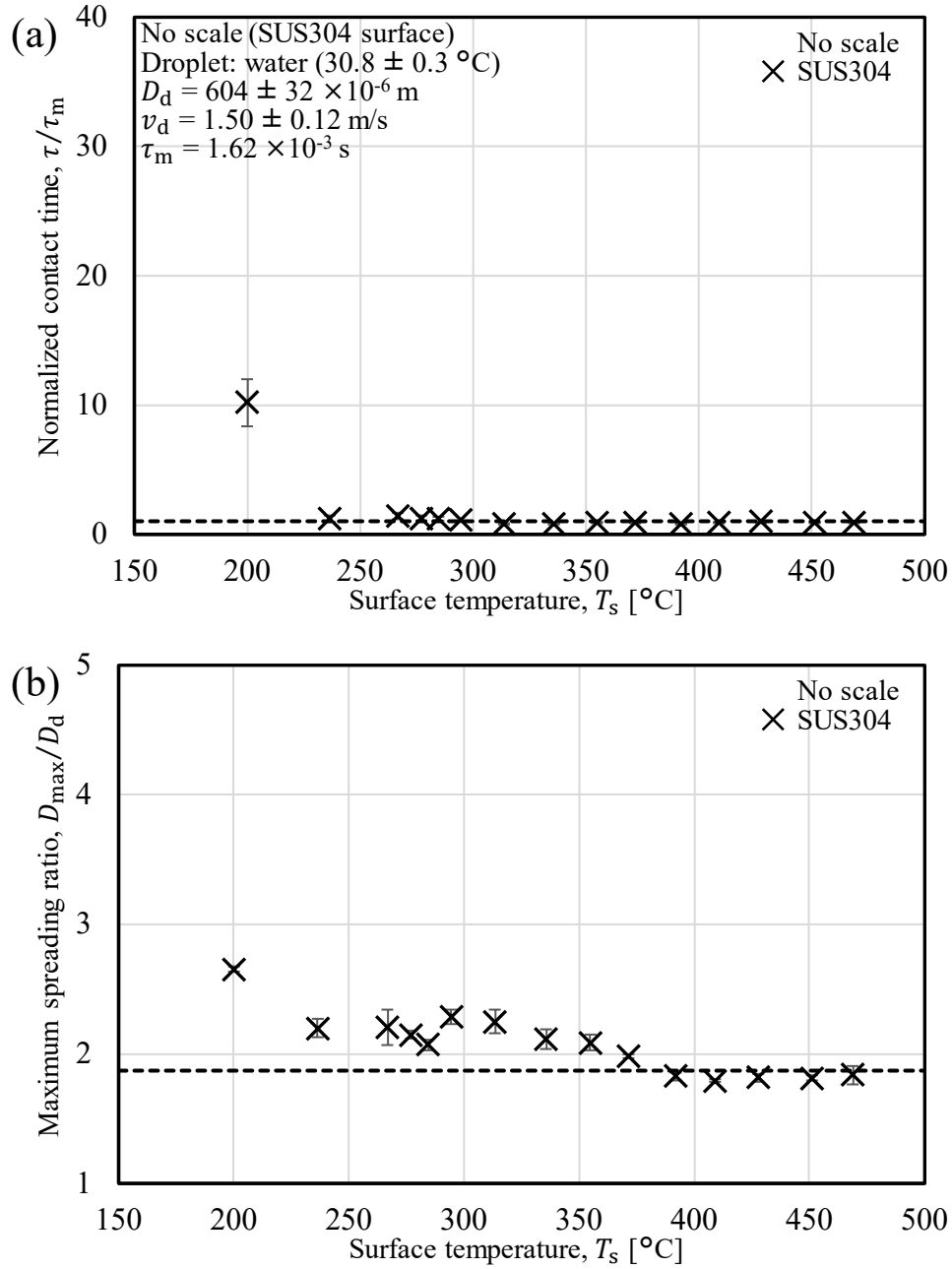


Fig. 3.12 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\max}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto SUS304 without a scale layer. The water droplet temperature was  $30.8 \pm 0.3$  °C. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\max}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ は、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ を除き、スケール表面温度が高い場合に 1 に近い値を示した。その後、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ では 350 °C程度、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ および  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ では 300 °C程度から徐々に接触時間が大きくなるような傾向を示した。この傾向はスケール厚さに関わらずほぼ同じであった。なお、比較として示した SUS304 表面でも 236 °Cに低下するまで、液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ は 1 程度で液滴衝突後に跳ね返る挙動を示し、200 °Cでは、比が大きくなった。一方、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ では、スケール厚さが 100  $\mu\text{m}$ を超えるすべての条件で、スケール表面温度が 400 °C以上でも液滴は、衝突後に跳ね返ることなく接触し続けた。

最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ は、表面温度に対する挙動の遷移がより明瞭であった。 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ を除き、表面温度が高い場合には、液滴が跳ね返り、その時の最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ は、式(3.11)で示した値とほぼ同じであり、表面温度が低いと接触が長く続き、表面温度が低いほど最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ が大きくなった。また、SUS304 表面でも同様の傾向であったが、遷移する温度は 236 °Cと小さかった。一方、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ は 460 °Cより低くなるほど最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ が大きくなる傾向を示した。

### 3.8.2 液滴水温の影響

Fig. 3.13 ~ Fig. 3.17 に表面温度に対する液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ および最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ を水温ごとにまとめた結果を示す。 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ を除き、表面温度が高い場合には、液滴が跳ね返り、表面温度が低いと接触が長く続いたが、遷移する温度は液滴温度が低いと高温化した。また、スケールの種類の影響として、液滴衝突挙動の遷移する温度が  $\text{Al}_2\text{O}_3 > \text{Cr}_2\text{O}_3 \cong \text{Fe}_3\text{O}_4 > \text{SUS304}$  の順に高くなったことが明瞭に確認できた。一方、 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$  は液滴温度に関わらず、同じ挙動を示し、液滴が衝突後に跳ね返ることなく接触し続けた。

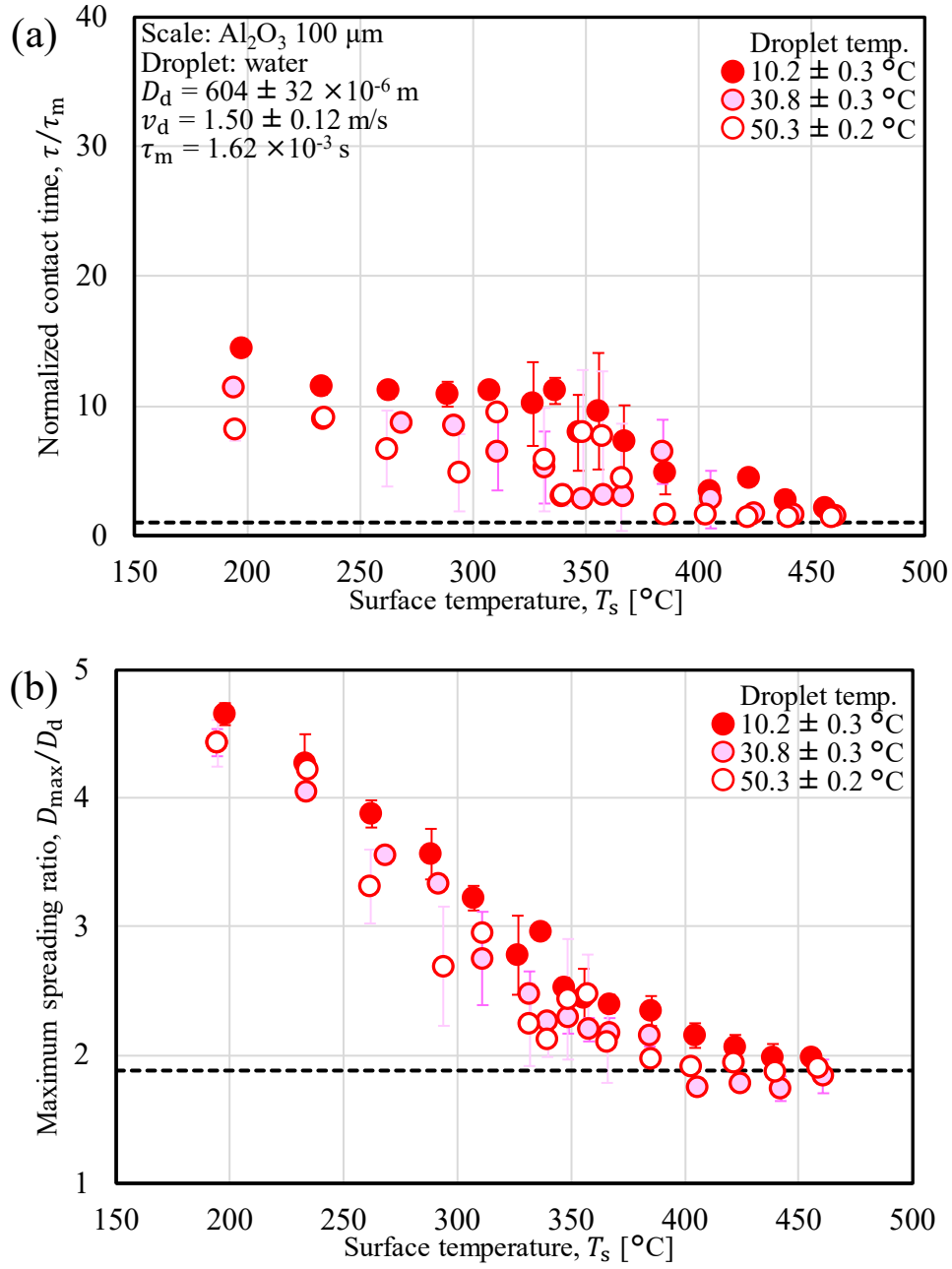


Fig. 3.13 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto surfaces with  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale layers of  $100\ \mu\text{m}$  thickness. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

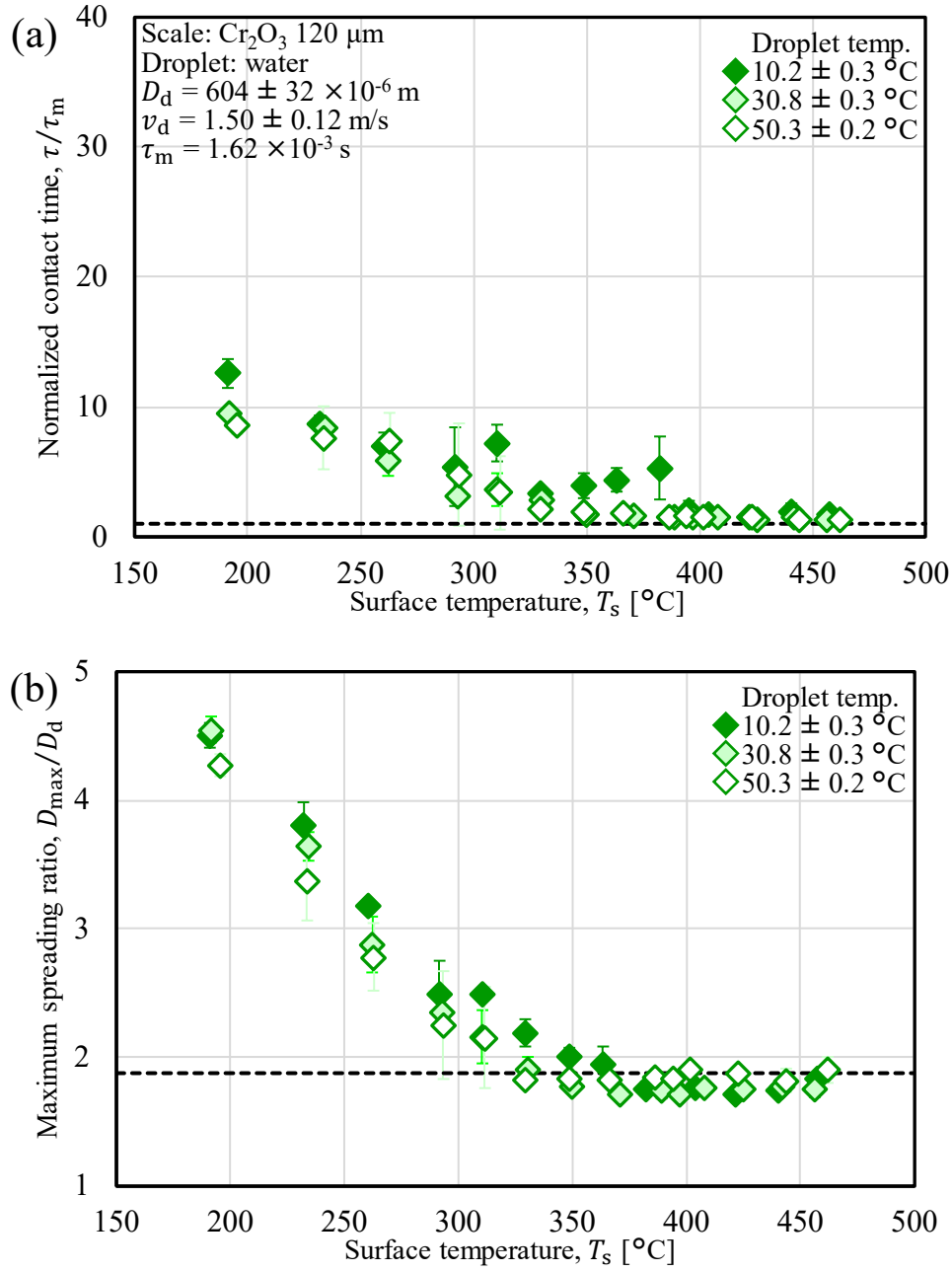


Fig. 3.14 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto surfaces with  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale layers of  $120\ \mu\text{m}$  thickness. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

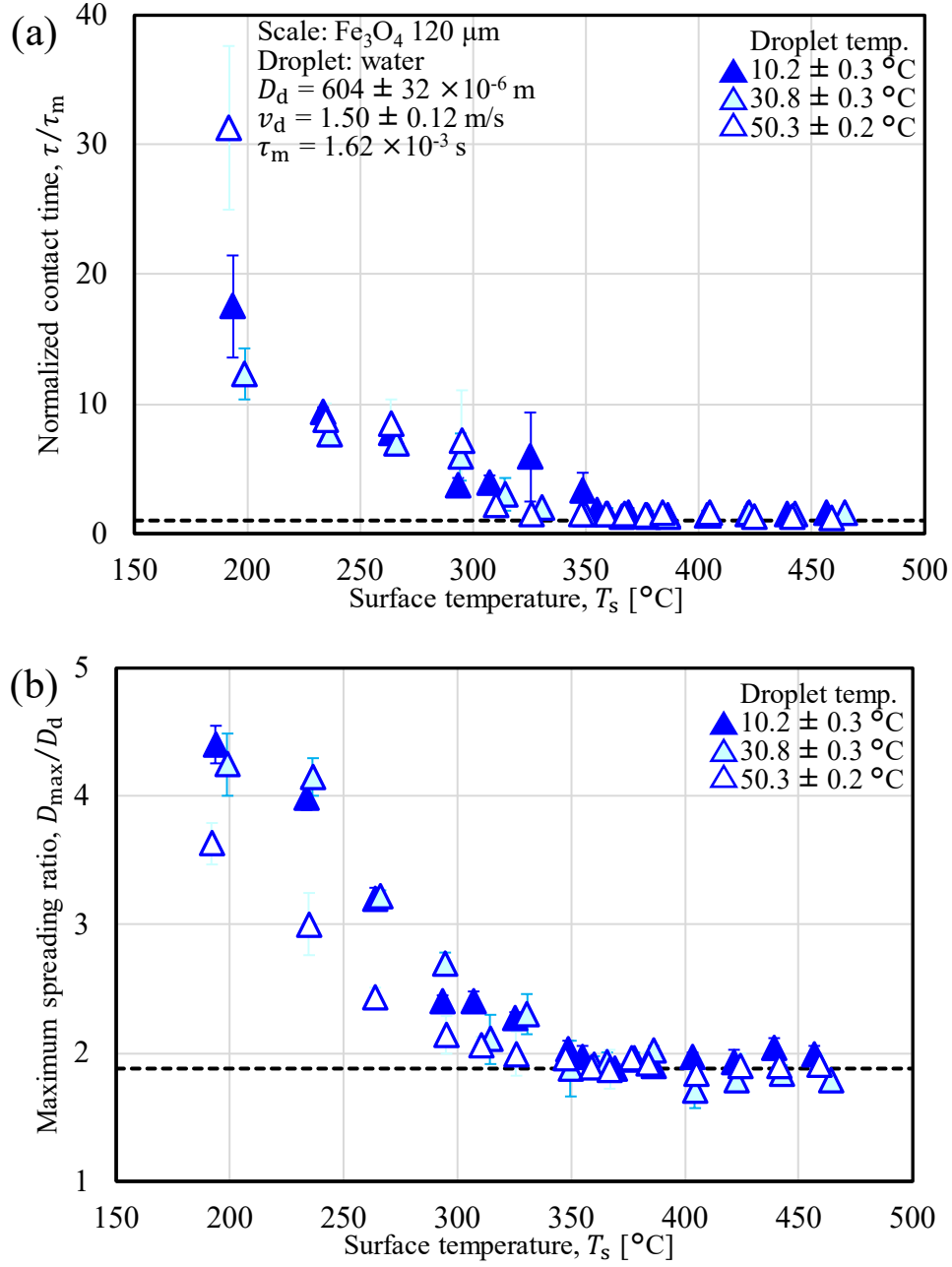


Fig. 3.15 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto surfaces with  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  scale layers of  $120\ \mu\text{m}$  thickness. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

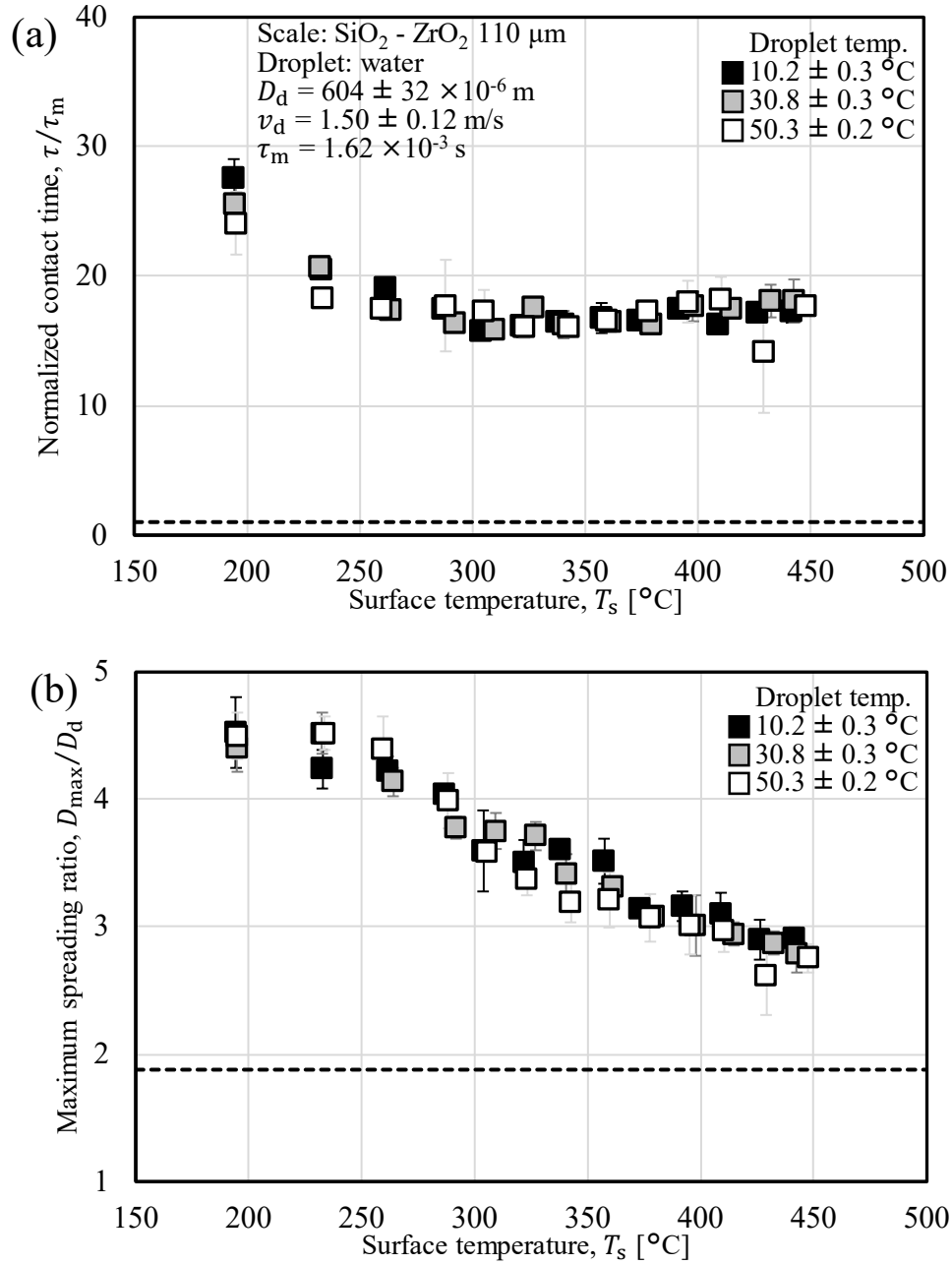


Fig. 3.16 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{max}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto surfaces with SiO<sub>2</sub> - ZrO<sub>2</sub> scale layers of 110 μm thickness. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{max}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

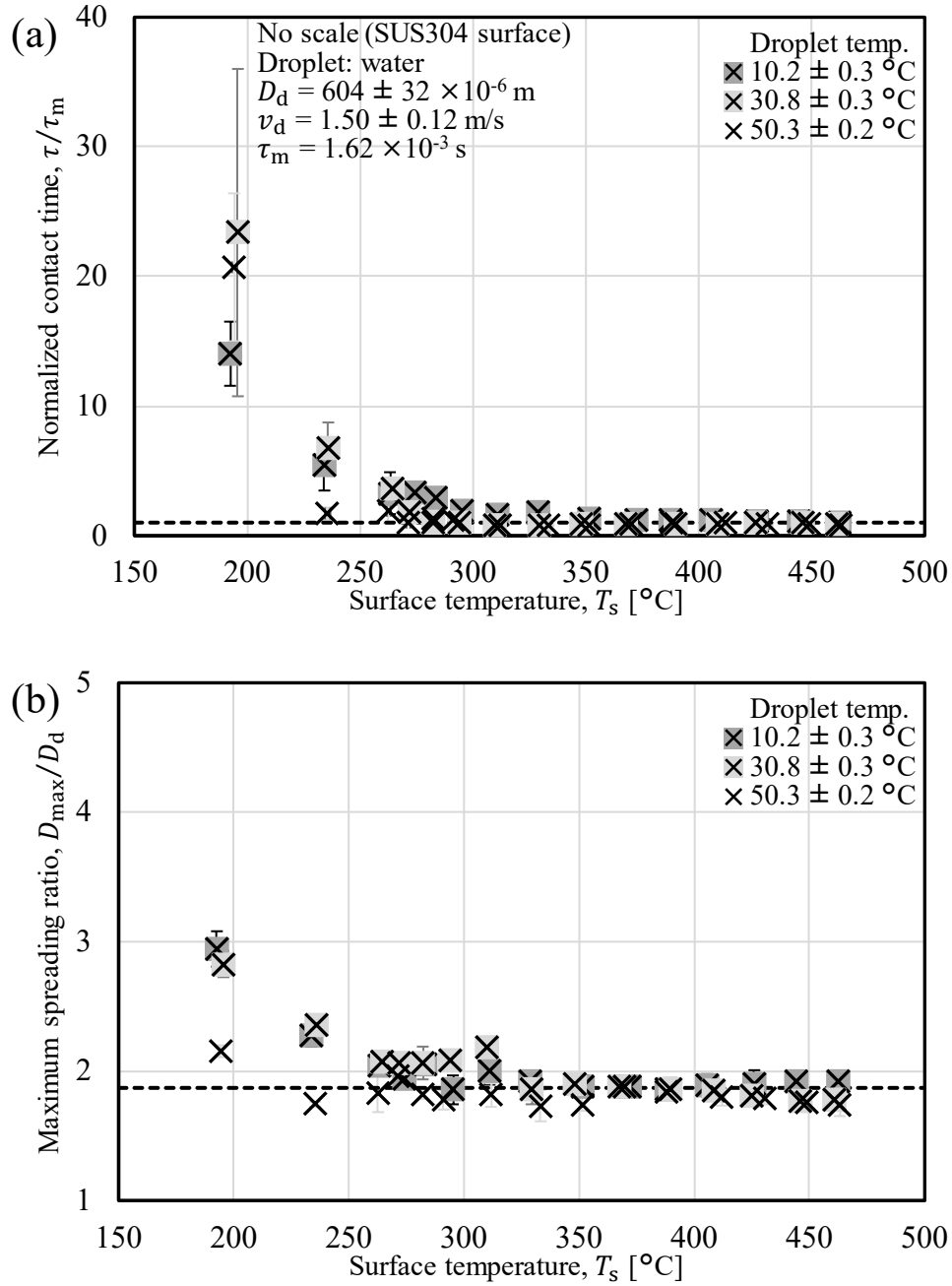


Fig. 3.17 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\max}/D_d$  as a function of surface temperature  $T_s$  for droplets impacting onto SUS304 without a scale layer. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\max}/D_d = 1.88$ . The error bars represent the standard deviations.

### 3.8.3 考察

前節までの結果として、液滴の衝突挙動は表面の種類と表面温度および液滴温度で変化し、スケールの厚さではほぼ変化しなかった。

前章でのスプレー冷却におけるスケール厚さの影響は、クエンチの評価をスケール表面の温度ではなく、スケールと母材の界面での温度で評価としていたことが起因する。したがって、スプレー冷却での冷却特性を正確に把握するには、スケールも含む伝熱状態全体を考慮する必要があることが、本章の結果から改めて裏付けられたと考えられる。

液滴の衝突挙動が表面の種類と表面温度および液滴温度で変化した結果について考察する。液滴が高温表面に衝突する瞬間の液体と固体の接触界面の温度 $T_c$ は、固体温度 $T_w$ と液体温度 $T_l$ の間に存在する。しかし、接触界面温度 $T_c$ を実験的に定量化することは困難である。理論的な接触界面温度 $T_c$ は2つの半無限物体の接触に関する一次元の非定常問題を考えることで算出が可能であり、式(3.12)で表される。

$$T_c = \frac{T_w \beta_w + T_l \beta_l}{\beta_w + \beta_l} \quad (3.12)$$

式(3.12)を用いた接触界面温度 $T_c$ の推定は、Seki らによって、薄膜温度計を用いて初めて実験的に検証され[86]、その後、赤外線サーモグラフィや数値シミュレーションを用いた他の研究者によっても検証された[87～89]。しかし、これらの検証はライデンフロスト領域以下での温度範囲に限られている。つまり、式(3.12)は、液滴と固体表面の間に蒸気膜が形成されると成立しない。しかしながら、液滴衝突のごく初期の非常に短い瞬間、または、蒸気膜が無視できるほど薄い場合には、膜沸騰領域においても、式(3.12)は十分な近似を提供すると考えた。なお、接触してからの固体内部の温度 $T_{w,x}$ は式(3.13)で与えられる。

$$T_{w,x} = T_w + (T_c - T_w) \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{x}{2\sqrt{a_w t}} \right) \right\} \quad (3.13)$$

ここで、 $x$ はスケール表面からの距離、 $t$ は接触してからの時間である。スケール表面から  $50 \mu\text{m}$  の位置では、温度が1%変化するのに  $0.2 \sim 0.7 \text{ ms}$ 、また、 $200 \mu\text{m}$  の位置

では 3.0 ～10.9 ms の時間を要し、スケールが厚い場合には半無限固体の近似が問題ないことを確認している。上記理由から、3.2 節で示した熱物性値を用いて各温度に対する温度依存性を考慮して、式(3.12)に示した接触界面温度 $T_c$ を計算した。

Fig. 3.18 にスケールと液滴の接触界面温度 $T_c$ を横軸として、液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ および最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ を縦軸にした結果を示す。Fig. 3.8 ～ Fig. 3.17 までに示した結果と比較すると、すべてのデータが低温側へ移行していることが分かる。また、ほとんどの条件で液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ および最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ が接触界面温度 250 °C程度で遷移していることが分かる。この温度以下ではすべての液滴が衝突後も表面に接触し続け、液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ および最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ は大きくなった。一方、この温度以上では液滴が跳ね返り、これらの値はほぼ一定であった。SiO<sub>2</sub> - ZrO<sub>2</sub> は Table 3.2 に示した通り、他に比べて熱浸透率 $\beta_b$ が最も小さいため、表面温度 $T_s$ に比べて接触界面温度 $T_c$ が非常に小さくなり、 $T_c < 250$  °Cとなった。これは熱伝達メカニズムの遷移が今回よりも高い表面温度 $T_s$ で確認できる可能性があることを示しており、スプレー冷却実験においてクエンチが観察されなかった理由であると考えられる。

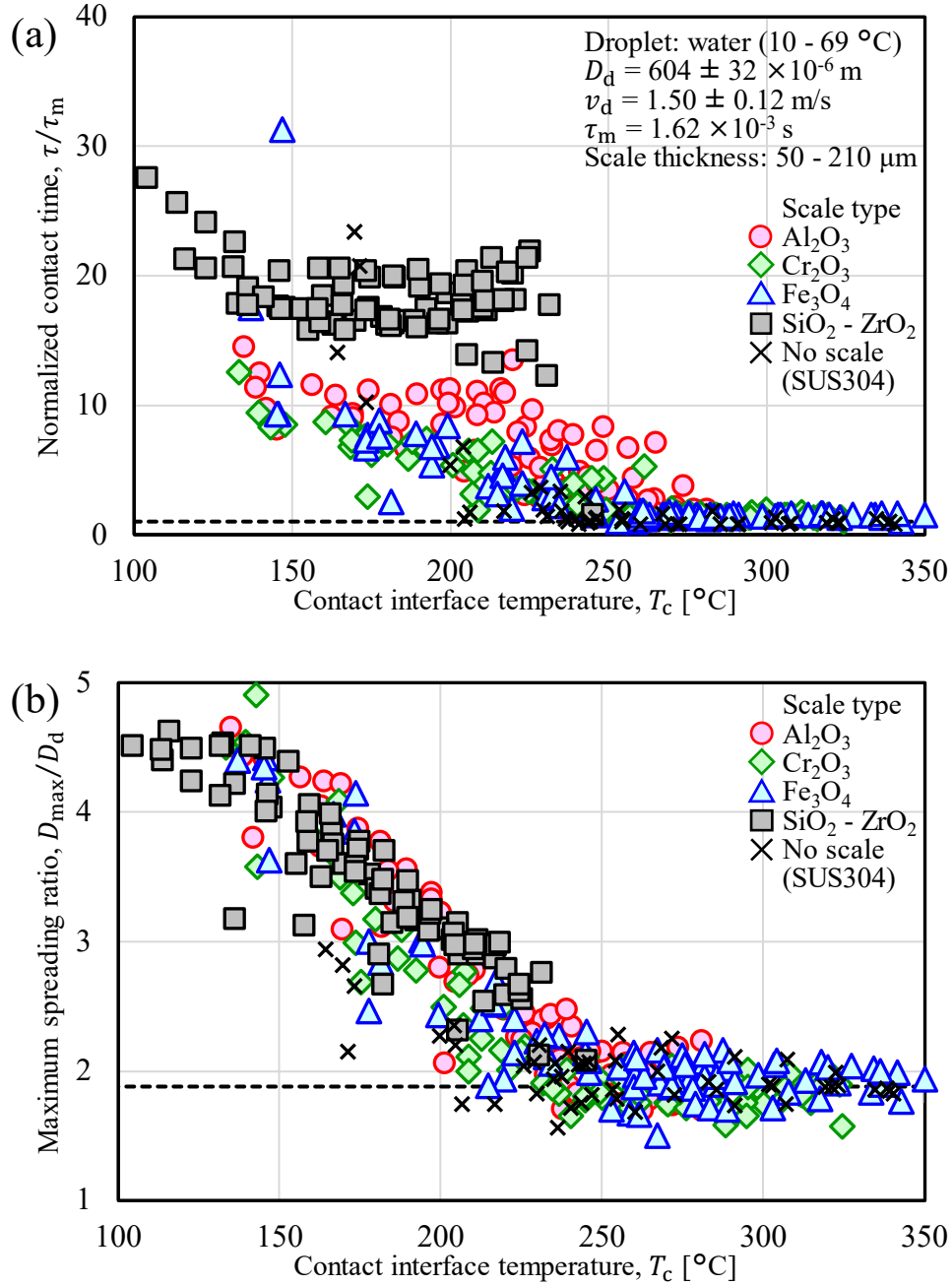


Fig. 3.18 Experimental results of (a) non-dimensional contact time  $\tau/\tau_m$  and (b) maximum spreading ratio  $D_{\text{max}}/D_d$  as a function of contact interface temperature  $T_c$  for droplets impacting onto each surface. Dashed lines are drawn at (a)  $\tau/\tau_m = 1$ , (b)  $D_{\text{max}}/D_d = 1.88$ .

液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ で、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ のいくつかの条件では、接触界面温度 $T_c$ が 250 °C以上でも大きな値を示していた。これらの条件の液滴の挙動は、液滴衝突後に跳ね返ろうとするものの、完全に離れることは無く、一部表面と接触していた。その結果、完全に蒸発するまで液滴が表面にとどまり、 $\tau/\tau_m$ が大きくなった。これは、表面粗さ Ra では捉えられないような、溶射によって形成されたスケールの微細な凹凸に起因するものであると考えている。しかし、Deendarlianto らが示したように、液滴衝突時の初期では液滴の慣性による運動が支配的であるため[75]、微細な凹凸のような表面の粗さが最大拡がり直径比 $D_{\max}/D_d$ には影響を及ぼさないと考えられる。

また、接触界面温度 $T_c$ が 250 °C未満での液滴が跳ね返らず表面に滞在し続ける条件において、液滴接触時間の比 $\tau/\tau_m$ は、固体側表面の熱物性に影響される可能性があると考えられる。特に、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ では、熱伝導率が小さいため、液滴が完全に蒸発するまでの熱の供給が遅くなり、他のスケールよりも接触時間 $\tau$ が大きくなったと考えられる。

液滴の衝突挙動の遷移が、スプレー冷却におけるクエンチと関係していると考え、スケールの種類がクエンチに及ぼす影響について検討した。Table 3.2 に示した通り、スケールの熱浸透率 $\varepsilon$ は、母材である SUS304 の熱浸透率 $\beta$ と比較すると小さく、SUS304 と同じ接触界面温度となるためには、スケールの温度は高温となる必要がある。前章 Fig.2.8 で示したクエンチの温度は、スケールの熱浸透率に影響されていると考えた。そこで、改めて  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  の 50  $\mu\text{m}$  スケール厚さの試料を作製し、母材 SUS304 のみ試料も含めてスプレー冷却実験を実施した。実験方法および実験条件は、前章と同じであるが、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  の試料のみ、1200 °Cで加熱し、熱電対温度が 1050 °Cで冷却を開始した。得られた結果として、Fig. 3.19 にスケールと母材の界面での温度の履歴および Fig. 3.20 に SUS304 表面の温度履歴を示す。図に示すように、母材である SUS304 では、クエンチは 288 °Cで発生し、熱浸透率がもっとも小さい  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  では 595 °Cでクエンチが発生した。

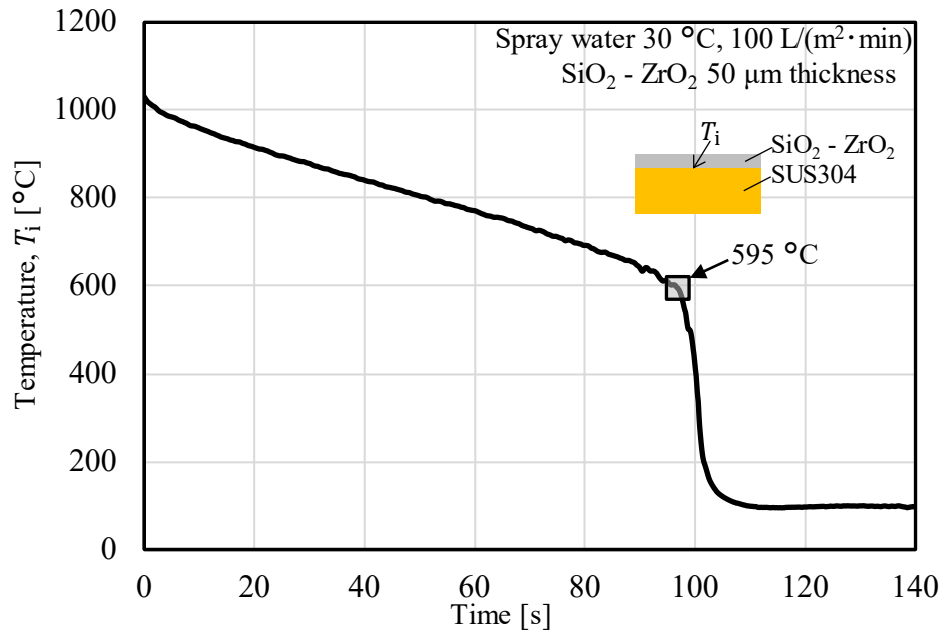


Fig. 3.19 Experimental results for SiO<sub>2</sub> - ZrO<sub>2</sub> scale layer of 50 μm thickness presented as interfacial temperature  $T_i$  history during spray cooling with water of 30 °C at 100 L/(m<sup>2</sup>·min). Arrow indicates apparent quenching point.

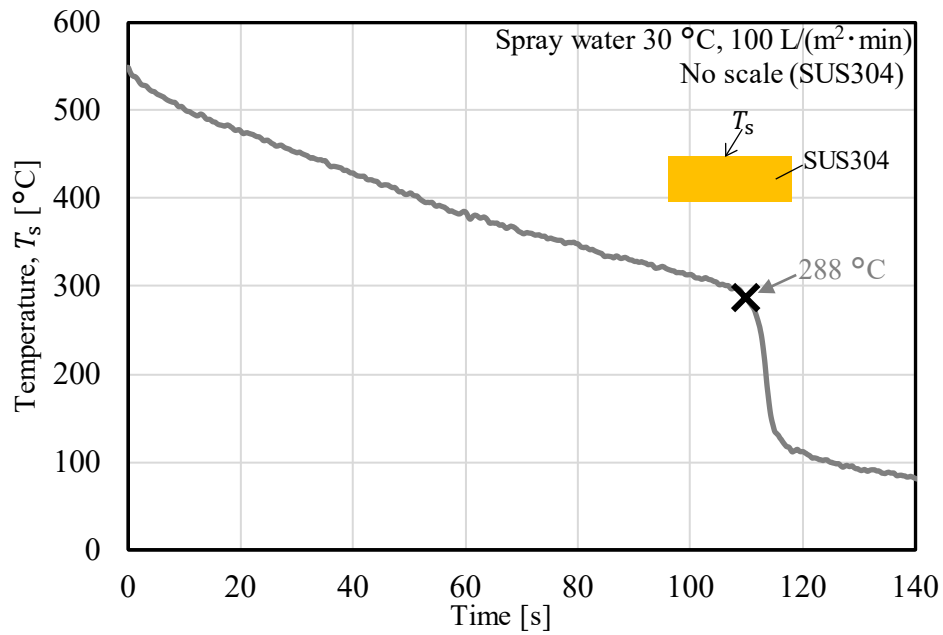


Fig. 3.20 Experimental results for SUS304 specimen presented as surface temperature  $T_s$  history during spray cooling with water of 30 °C at 100 L/(m<sup>2</sup>·min). Arrow indicates quenching point.

全ての種類の表面でクエンチの温度が得られたので、式(3.12)から算出される表面温度  $T_s$  と接触界面温度  $T_c$  の関係に、スケール厚  $50\text{ }\mu\text{m}$  のクエンチの温度を合わせて、Fig. 3.21 に示す。多少のばらつきはあるが、全ての種類の表面が、接触界面温度が  $250\text{ }^\circ\text{C}$  に近い値となった。前章でも述べたように、スプレー冷却の場合は、厚さ方向の温度分布が生じているため、液滴が衝突した時の温度変化について考慮する必要があると考えられるが、今回示したスケールと液滴の接触界面温度が影響していると言える。

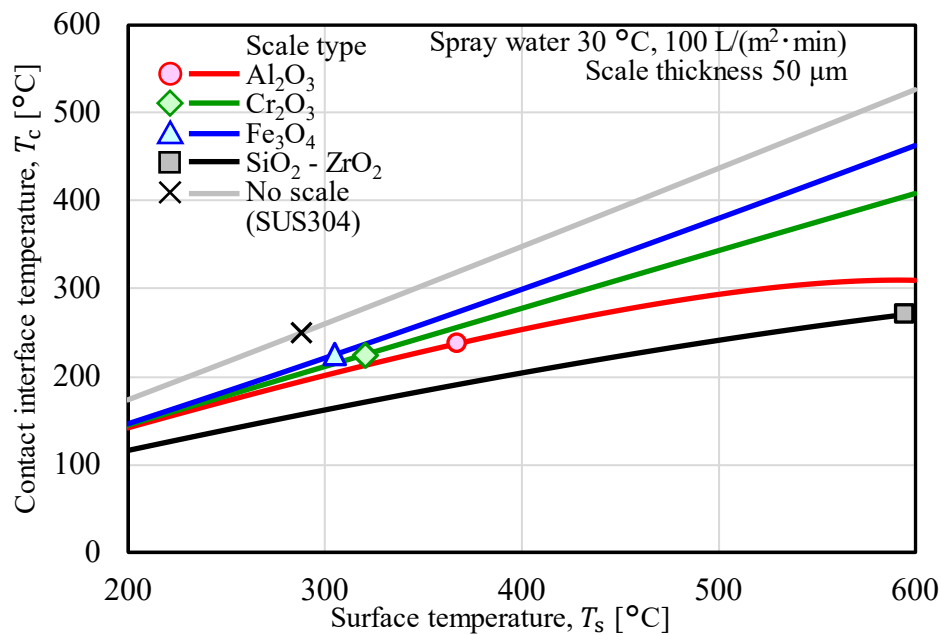


Fig. 3.21 Theoretical contact interface temperature  $T_c$  calculated using Eq. (3.12) over the surface temperature  $T_s$  for each surface. Temperature of the droplets is fixed as  $T_d = 30\text{ }^\circ\text{C}$ . Plots indicate quenching temperature of spray cooling with water of  $30\text{ }^\circ\text{C}$  at  $100\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ , obtained for a scale thickness of  $50\text{ }\mu\text{m}$ .

液滴温度が接触界面温度に与える影響について検討した。Fig. 3.22 に液滴温度が変化した時に、接触界面温度が 250 °Cとなる固体表面温度を式(3.12)を用いて算出した結果を示す。固体側の熱浸透率が小さいほど、液滴温度の変化による、固体温度の変化量が大きい。SUS304 では、液滴温度が 50 °Cから 10 °Cに変化した際、接触界面温度 250 °Cとなる表面温度は 4.4 K しか変化しないが、 $\text{SiO}_2 - \text{ZrO}_2$ では 41 K 変化することがわかる。これは、式(3.12)に示すように、液滴の熱浸透率に対し、固体側の熱浸透率が十分に大きいと、液滴温度の影響は小さいが、固体側の熱浸透率が小さいと、大きな影響を受けることを意味している。

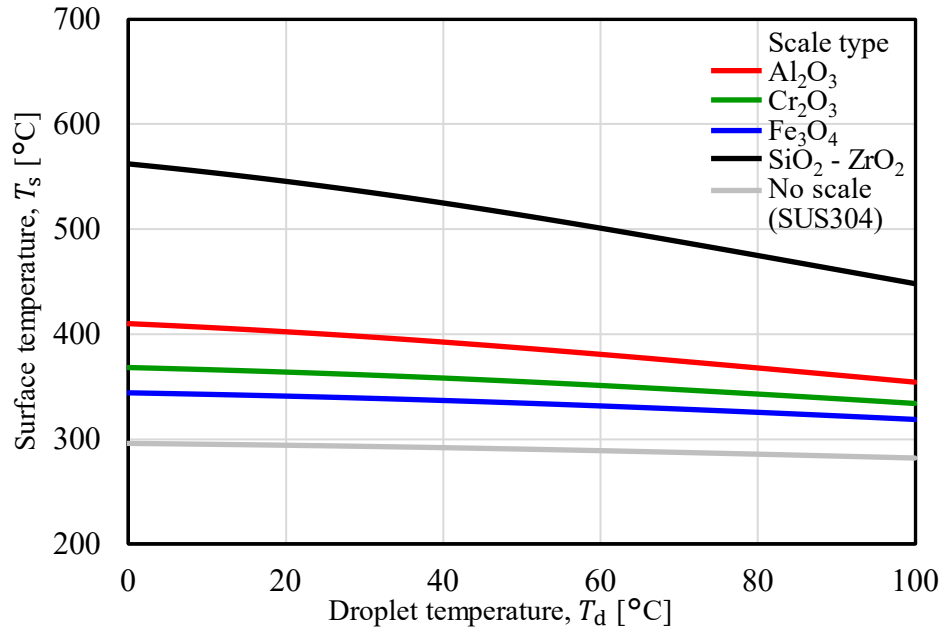


Fig. 3.22 Theoretical surface temperature  $T_s$  calculated using Eq. (3.12) over the droplet temperature  $T_d$  for each surface. Contact interface temperature is fixed as  $T_c = 250$  °C.

### 3.9 まとめ

3章では、鋼板の表面性状として挙げられるスケールの種類が冷却特性に及ぼす影響を評価するため、単一液滴の衝突挙動を観察し、液滴接触時間および液滴の最大拡がり直径の温度による遷移を調査し、メカニズムについて検討した。

SUS304 鋼を母材として、 $\phi 30\text{mm}$ 、高さ  $80\text{mm}$  の端面に、金属酸化物( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$ )をそれぞれ冷却面に溶射して  $40 \sim 210 \mu\text{m}$  の範囲で厚さの異なる擬似的なスケール層を付与した試料を作製した。

試料下部をヒーターで加熱し、その周囲を断熱材で覆い、試料表面の温度を  $135 \sim 484 \text{ }^\circ\text{C}$  の範囲で加熱し、定常状態を保った。 $604 \pm 32 \mu\text{m}$ 、速度  $1.50 \pm 0.12 \text{ m/s}$ 、 $10.2 \sim 69.4 \text{ }^\circ\text{C}$  の液滴を衝突させ、接触挙動を高速度カメラで観察し、以下の結果が得られた。

- 1) 液滴の挙動は、液滴温度および固体表面の温度で変化し、高温では跳ね返り、低温では蒸発するまで滞在した。
- 2) 高温での跳ね返りから低温での滞在への遷移に対する、スケールの種類の違いとその温度依存性は、スプレー冷却におけるクエンチの温度依存性と同じ傾向を示した。これは、クエンチの開始に関して、スプレー冷却と液滴衝突との間に関連性があることを示した。
- 3) 高温での跳ね返りから低温での滞在への遷移は、固体表面温度での整理ではスケールの種類の影響が不明瞭であった。衝突挙動の遷移は、液滴と固体との接触界面温度で整理可能であり、スケールの種類、厚さ、液滴の温度に関係なく、 $250 \text{ }^\circ\text{C}$  程度であった。
- 4) 熱浸透率が小さい固体ほど、液滴衝突挙動の遷移が高温となり、スプレー冷却によるクエンチの温度も高温となる。スプレー冷却の水量密度が比較的小さい場合には、クエンチの温度は接触界面温度が  $250 \text{ }^\circ\text{C}$  近傍に存在することを示した。

## 第4章 表面粗さの影響

### 4.1 試料作製

#### 4.1.1 ショットブラスト加工材

実験に使用する試料として、これまでと同様の理由から SUS304 鋼を用いた。表面粗さを付与する方法として、ショットブラスト加工およびレーザー加工を用いた。

表面加工前のショットブラスト材の寸法は、板厚 20 mm、板幅 140 mm、長さ 130 mm とし、ショット材の材質を変更することで粗さを調整した。レーザーマイクロスコープ（キーエンス、VK-X105、対物レンズ倍率 50 倍）を用いて、試料中央の幅 2.4 mm に対して 2270 スキャン、長さ 1.7 mm に対して 1640 スキャンして高さ情報を取り込み、各測定点で形成される斜面の面積の総和として、凹凸も考慮した実質的な表面積を求めた。Table 4.1 に作製した試料の一覧を、Fig. 4.1 に表面状態の測定結果を示す。表面積比率（実質的な表面積を領域面積で除した値）は、表面が粗いほど大きく、1.96 ～ 2.81 の範囲で変化した。また、Fig. 4.1 に示すように、表面が粗いほど、凹凸の間隔は大きくなった。加熱温度や冷却時の温度変化を測定するために、冷却面中央の表層から 2 mm の深さに  $\phi 0.5$  の K 熱電対を埋め込んだ。

Table 4.1 Surface condition of shot-blasted specimen.

| Surface roughness : Ra [ $\mu\text{m}$ ] | Surface area ratio |
|------------------------------------------|--------------------|
| 3.0                                      | 1.96               |
| 10.2                                     | 1.98               |
| 20.1                                     | 2.81               |

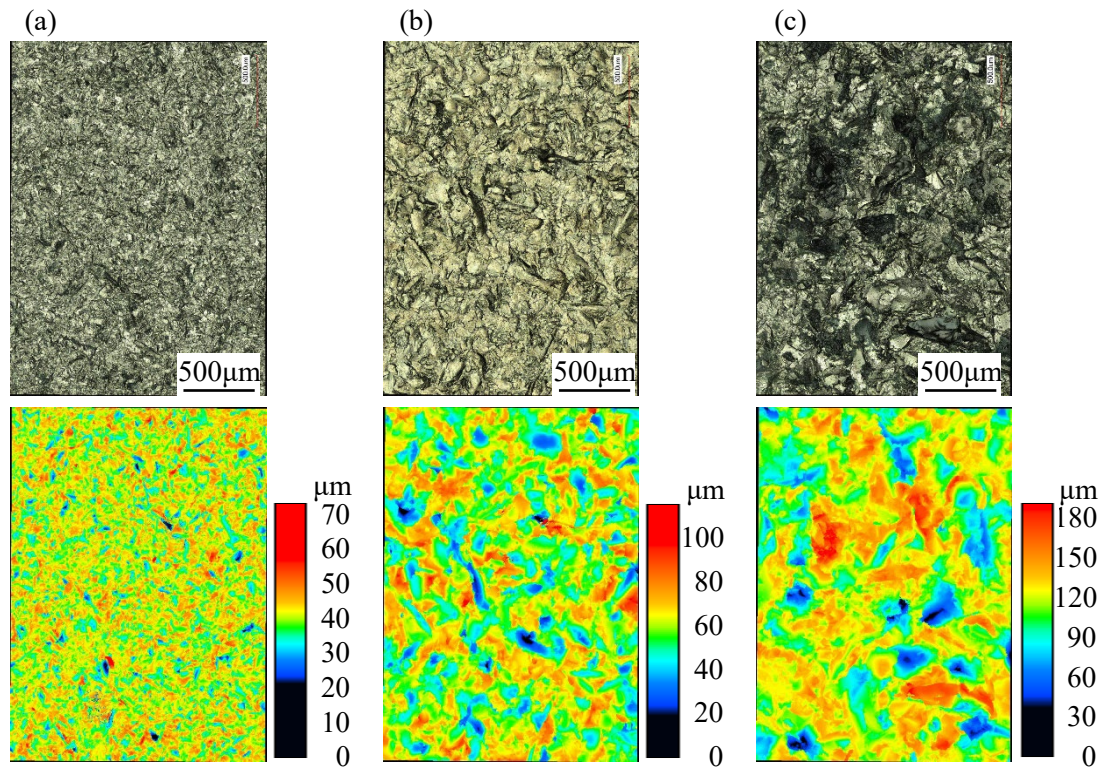


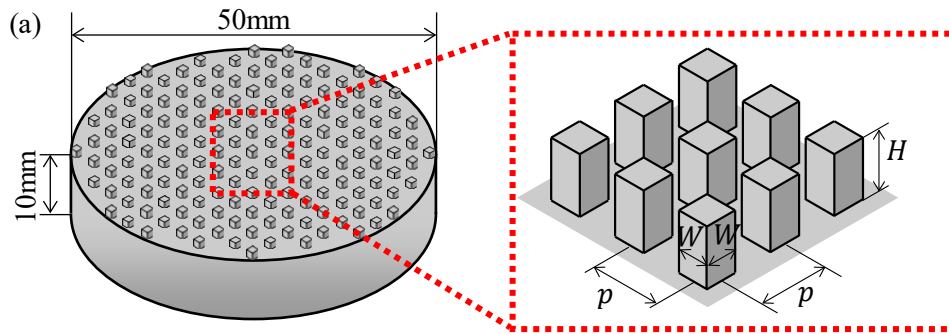
Fig. 4.1 3D laser scanning microscopy images of shot-blasted surfaces. Top: Visual appearance of the surface; Bottom: Height contour. (a) Ra 3.0  $\mu\text{m}$ , (b) Ra 10.2  $\mu\text{m}$ , (c) Ra 20.1  $\mu\text{m}$ .

#### 4.1.2 レーザー加工材

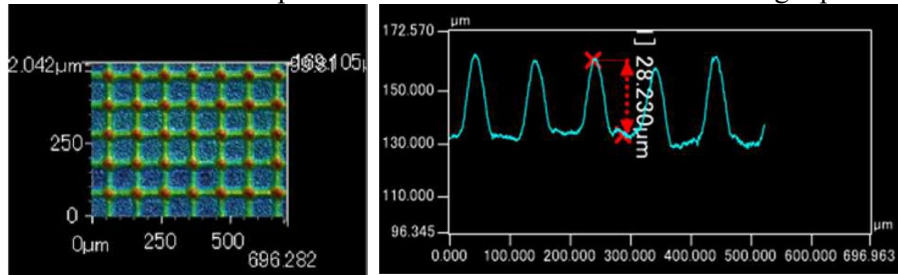
レーザー加工材の寸法は、表面加工前で厚さ 10 mm、直径 50 mm の円板形状とし、冷却面から 1 mm の位置に  $\phi 0.5$  mm の K シース熱電対を設置する孔を設けた。Table 4.2 に作製した試料の設計値の一覧、Fig. 4.2 に表面状態の測定結果を示す。表面粗さの付与に関しては、Fig. 4.2(a)に示すように、格子状に配置された直方体マイクロピラーを規則的に成型することで、意図的な粗面構造を形成した。マイクロピラーは、パルスレーザー(TRUMPF、TruMicro 2030)を用いて、スポット径 31  $\mu\text{m}$ 、パルス幅 0.4 ps、パルスエネルギー 5  $\mu\text{J}$  の条件で作製した。Table 4.2 に示すように、ピラーのピッチ  $p$  は 100  $\mu\text{m}$  で固定であり、ピラーの幅  $W$  は 10  $\sim$  80  $\mu\text{m}$  で変化させ、ピラーの高さ  $H$  は 30  $\sim$  150  $\mu\text{m}$  の範囲で変化させた。これにより、算術平均高さ  $S_a$  の範囲は 0.3  $\sim$  32  $\mu\text{m}$  となる。本論文では、各試料を  $p$ - $W$ - $H$  と表記する。例として、ピラーのピッチ 100  $\mu\text{m}$ 、幅 10  $\mu\text{m}$ 、高さ 30  $\mu\text{m}$  の試料は 100-10-30 と表記される。ピラーのピッチ  $p$  を 100  $\mu\text{m}$  で固定したため、ピラー幅  $W$  を増加させると、ピラー間の隙間が減少し、レーザーによって除去可能な領域が狭くなる。特に、最も幅の広い  $W=80$   $\mu\text{m}$  では、隣接ピラーとの間隔が最小となり、レーザー加工における形状制約が顕著となった。この条件下で加工可能な最大ピラー高さ  $H$  は 50  $\mu\text{m}$  であった。同様の理由で、ピラーの高さ  $H=150$   $\mu\text{m}$  で加工可能な最大ピラー幅  $W$  は 10  $\mu\text{m}$  であった。

Table 4.2 Micropillar design parameters.  $S_a$  is the areal roughness parameter.  
[  $\mu\text{m}$  ]

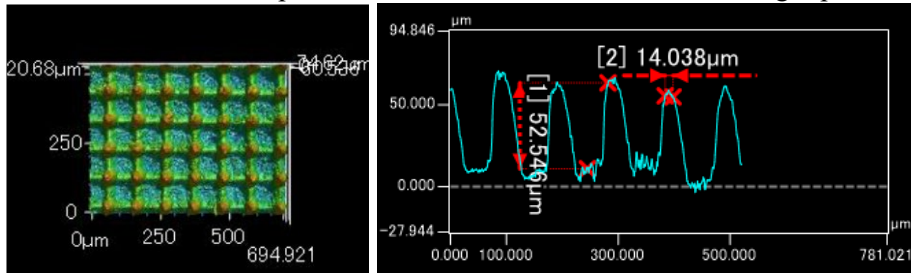
| Label      | Pitch, $p$ | Width, $W$ | Height, $H$ | Roughness, $S_a$ |
|------------|------------|------------|-------------|------------------|
| 100-10-30  | 100        | 10         | 30          | 0.3              |
| 100-10-50  | 100        | 10         | 50          | 0.5              |
| 100-10-75  | 100        | 10         | 75          | 0.75             |
| 100-10-100 | 100        | 10         | 100         | 1.0              |
| 100-10-150 | 100        | 10         | 150         | 1.5              |
| 100-20-50  | 100        | 20         | 50          | 2.0              |
| 100-30-50  | 100        | 30         | 50          | 4.5              |
| 100-50-50  | 100        | 50         | 50          | 12.5             |
| 100-80-50  | 100        | 80         | 50          | 32.0             |



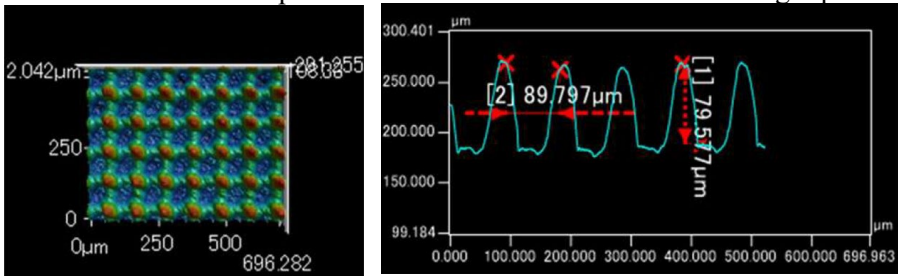
(b)  $p$ - $W$ - $H$  : 100-10-30 3D profile Height profile

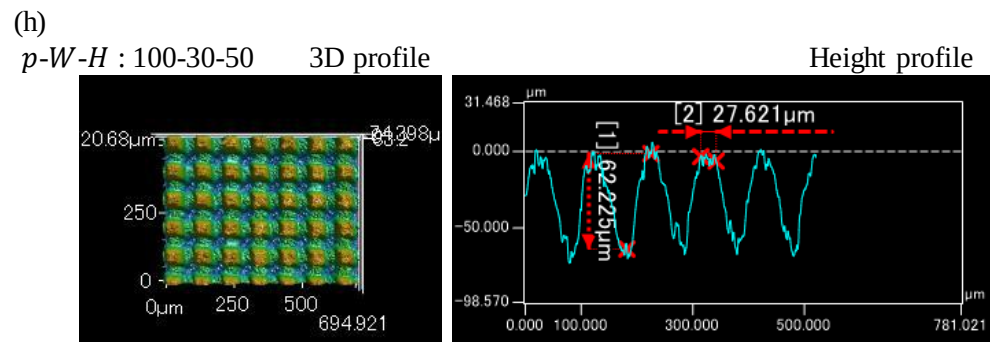
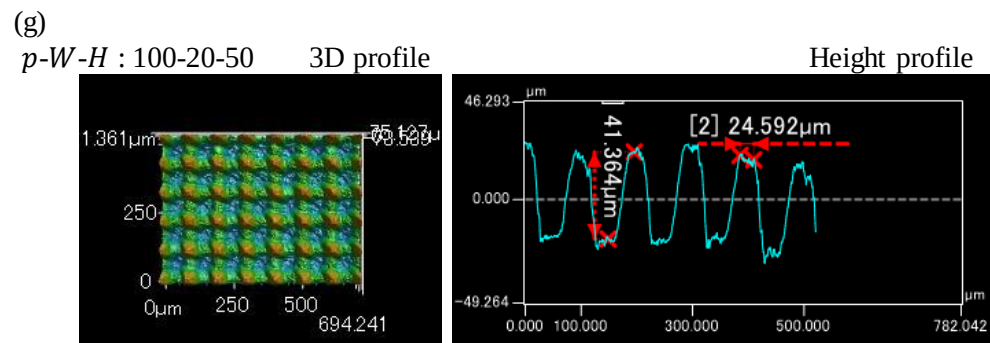
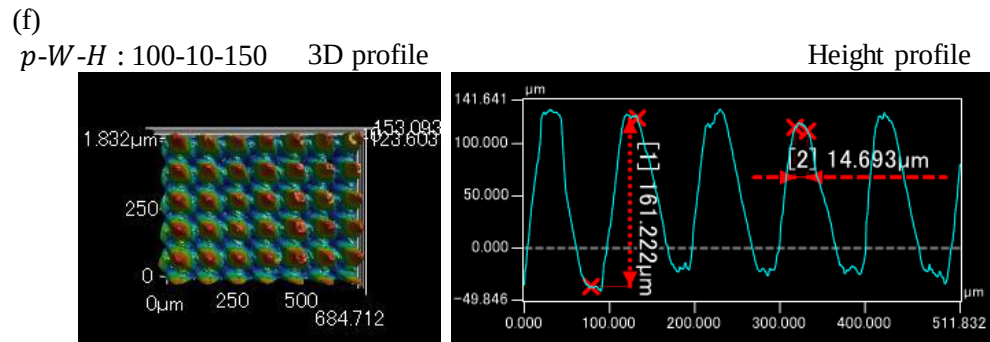
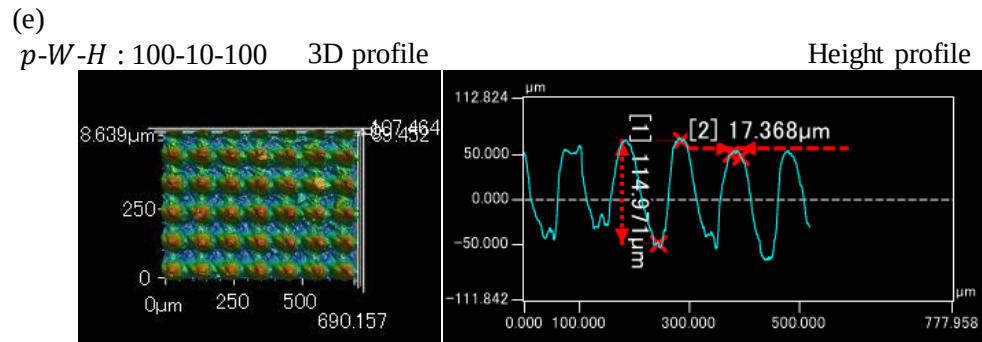


(c)  $p$ - $W$ - $H$  : 100-10-50 3D profile Height profile



(d)  $p$ - $W$ - $H$  : 100-10-75 3D profile Height profile





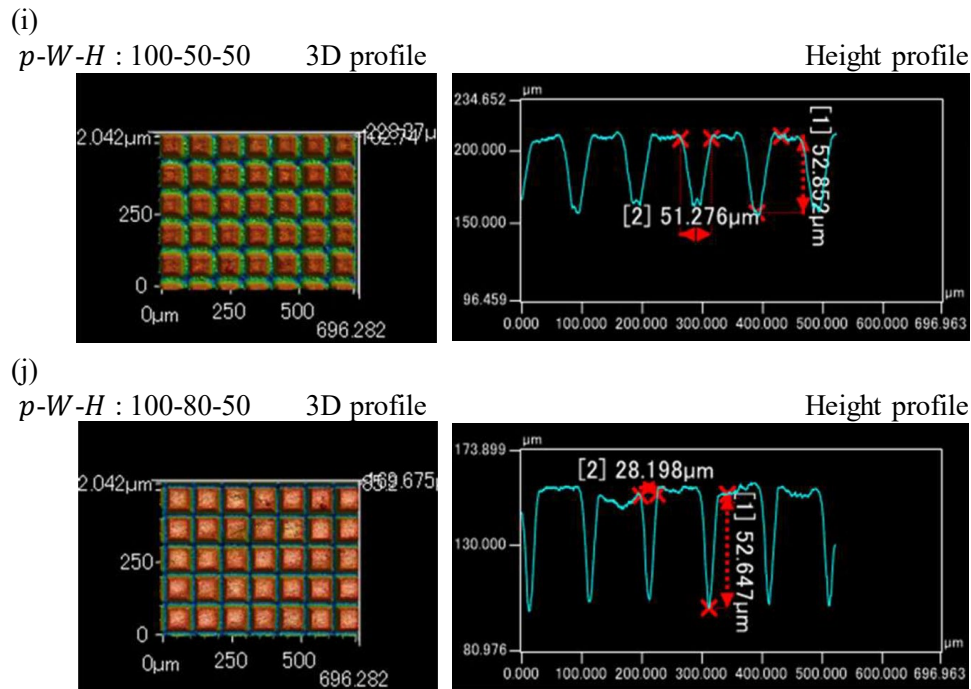


Fig. 4.2 Details of specimens fabricated by laser processing. (a) Schematic description of a micropillar array fabricated on a stainless steel. (b) – (j) Surface characterization of specimens obtained by 3D laser scanning microscopy (provided by TRUMPF Japan).

Fig. 4.2(b) ～ (j)に示したように、レーザー加工機の技術的制約のため、設計したピラーと製作結果との寸法には不一致が生じている。特に、ピラー上面部分には、5 ～ 10 °程度のテーパがあり、設計したような完全な直方体でなく、ピラミッド型の台形形状となった。Table 4.3 に測定結果のまとめを示す。設計値からのピラー高さ $H$ およびピラー幅 $W$ に関するピラー上面での設計値に対する誤差はそれぞれ最大で 19.5 %および 53.5 %であり、ばらつきは 6.1 %および 103.1 %であり、ピラーのアスペクト比( $H/W$ )が大きいほど、設計値に対する誤差およびばらつきが大きくなる傾向があった。

Table 4.3 Measurement results of micropillar.

[  $\mu\text{m}$  ]

| Label      | Width   |                    | Height  |                    |
|------------|---------|--------------------|---------|--------------------|
|            | Average | Standard deviation | Average | Standard deviation |
| 100-10-30  | 8.15    | 1.22               | 30.14   | 0.76               |
| 100-10-50  | 10.26   | 3.99               | 56.25   | 3.04               |
| 100-10-75  | 11.90   | 3.83               | 83.52   | 1.41               |
| 100-10-100 | 15.35   | 10.31              | 104.50  | 5.19               |
| 100-10-150 | 13.41   | 2.81               | 155.48  | 1.61               |
| 100-20-50  | 20.10   | 6.17               | 40.26   | 2.50               |
| 100-30-50  | 30.28   | 1.12               | 52.65   | 2.30               |
| 100-50-50  | 48.49   | 1.02               | 49.20   | 0.49               |
| 100-80-50  | 68.51   | 2.12               | 51.76   | 1.15               |

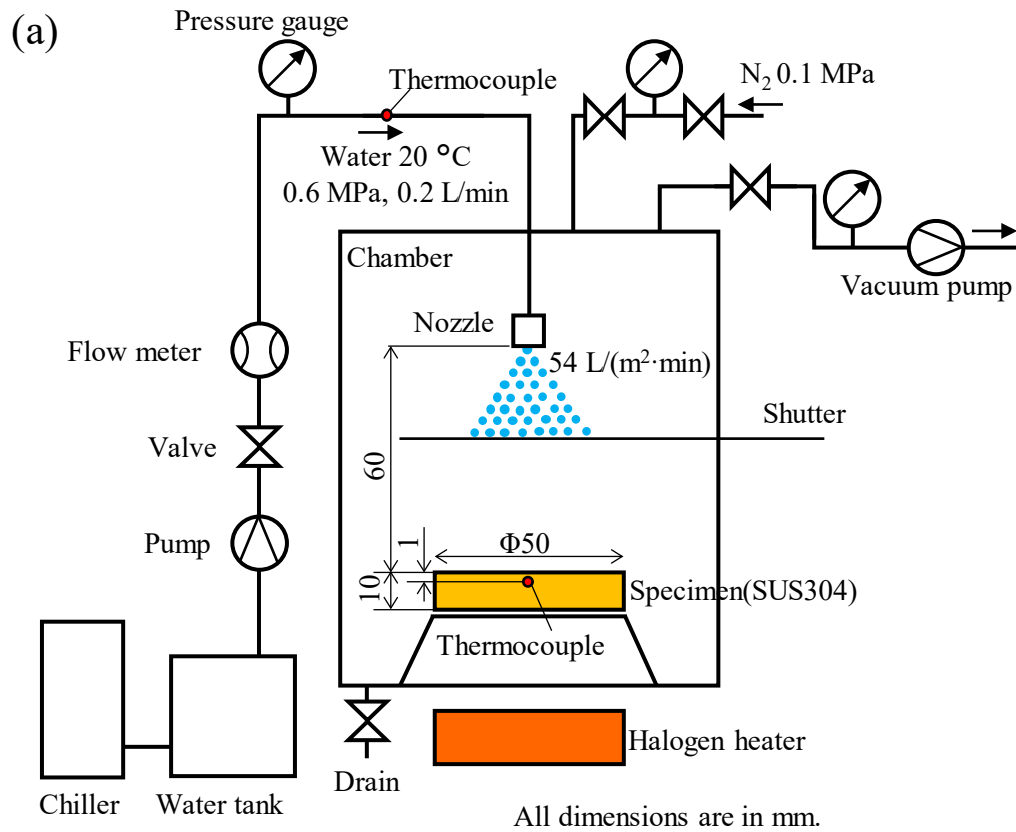
## 4.2 実験装置

### 4.2.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験装置

ショットブラスト加工材およびレーザー加工材はそれぞれ別の冷却実験装置を用いた。ショットブラスト加工材は、第2章で示したスプレー冷却実験装置および衝風冷却実験装置を使用して、冷却特性を調査した。第2章と異なる部分は、スプレー冷却および衝風冷却ともに、流量密度を変化させたことである。スプレー冷却実験では、試料とスプレーノズルとの噴射距離 200 mm および 265 mm とすることで、流量密度を 700 L/(m<sup>2</sup>・min) および 400 L/(m<sup>2</sup>・min) に調整した。また、衝風冷却実験では、エアの噴射距離は 15 mm で固定し、バルブの開度を調整することで、流量密度を 100 ～ 370 Nm<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>・min) に調整可能とした。

### 4.2.2 レーザー加工材を用いた冷却実験装置

Fig. 4.3 にレーザー加工材で使用した実験装置の概略を示す。試料およびスプレーノズルは圧力容器内に設置し、試料の加熱中および冷却中の雰囲気を制御できるようにした。また、圧力容器の底部にハロゲンヒーターを設置し、ガラス窓を通じて試料底面を照射することで加熱できるようにした。これにより、加熱中の酸化を抑止し、実験中は試料は静止した状態となり、ハンドリング時の試料表面の損傷を回避することが可能となった。また、圧力容器の内周部および外周部に冷却ジャケットを設置することで、容器内の温度上昇を抑制した。試料上方 60 mm 位置にフルコーン型のスプレーノズル（いけうち、J シリーズ 012）を設置し、噴射圧力 0.2 MPa、流量 0.2 L/min で噴射し、流量密度 54 L/(m<sup>2</sup>・min) とした。ノズルから 69 mm 位置での位相ドップラー法で測定したスプレー冷却水のザウター平均粒子径 D<sub>32</sub> は 172 μm であった。なお、液滴の速度は、高速度カメラで観察した結果、6.23 ± 1.52 m/s であった。冷却水温はチラーを使用することで 20 °C を維持した。ノズルと試料の間にシャッターを設け、冷却開始から所定の流量を確保しつつ、冷却開始前の加熱された試料からの輻射による水温への影響を最小限に抑えた。なお、実験中の試料からの輻射および雰囲気との熱伝達による液滴温度の上昇は、前章 6 節に示した計算手法で、最大でも 2.0 K 程度であることを確認した。



(b)

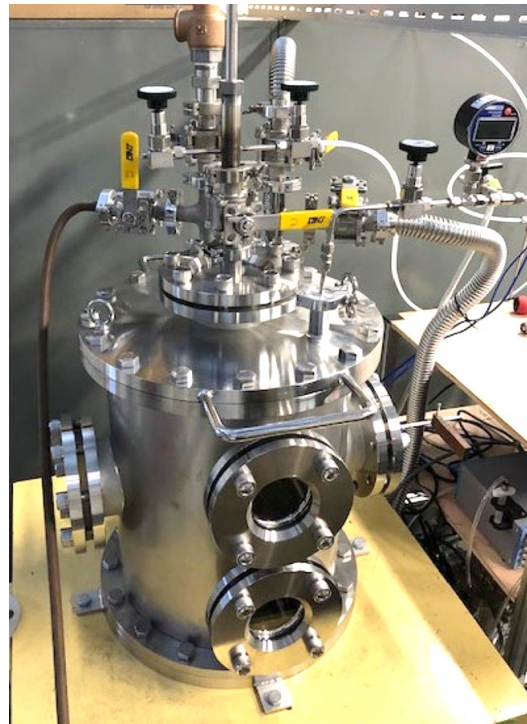


Fig. 4.3 Overview of the spray cooling test apparatus for laser-processed specimens : (a) schematic diagram of the apparatus, (b) external appearance of the apparatus.

### 4.3 実験方法および実験条件

#### 4.3.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験

Table 4.4 および Table 4.5 にショットブラスト加工材の実験条件を示す。スプレー冷却および衝風冷却実験の手順は第2章に示した通りである。前節でも述べたように、それぞれの冷却方法で噴射流量を調整し、流量密度を変化させた点が、第2章と異なる。また、衝風冷却実験では、ヘッダから噴射されたエアが、試料冷却面の反対側である下面側へと流入していることが確認されたため、試料裏面にも熱電対を設置し、温度履歴を測定した。さらに、粗さを付与した表面の放射率を把握するために、放冷も実施した。

Table 4.4 Experimental conditions of spray cooling test for shot-blasted specimens.

|                             |                                  |
|-----------------------------|----------------------------------|
| Heating temperature         | 620 °C                           |
| Cooling start temperature   | 560 °C                           |
| Water temperature           | 30 °C                            |
| Injection distance          | 265, 200 mm                      |
| Water volumetric flux       | 400, 700 L/(m <sup>2</sup> ·min) |
| Mean droplet diameter : D32 | 330 μm                           |
| Mean droplet velocity       | 10 m/s                           |

Table 4.5 Experimental conditions of air jet cooling test for shot-blasted specimens.

|                           |                                                           |
|---------------------------|-----------------------------------------------------------|
| Heating temperature       | 620 °C                                                    |
| Cooling start temperature | 560 °C                                                    |
| Air temperature           | 20 °C                                                     |
| Air volumetric flux       | 100, 170, 230, 370 Nm <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> ·min) |
| Air jet area              | 150 x 250 mm <sup>2</sup>                                 |
| Injection hole            | φ2.5 20 x 17 mm pitch                                     |
| Injection distance        | 15 mm                                                     |
| Oscillation stroke        | 120 mm                                                    |
| Transfer speed            | 0.05 m/s                                                  |

#### 4.3.2 レーザー加工材を用いた冷却実験

Table 4.6 にレーザー加工材の実験条件を示す。試料を圧力容器内に設置した後、容器内の空気を除去するために、 $10^{-2}$  Pa まで真空ポンプを用いて減圧を行った。続いて、容器内の圧力が 0.1 MPa に達するまで窒素ガスを充填した。その後、熱電対で測定した試料温度が 770 °C に到達するまで、ハロゲンヒーターで加熱した。目標加熱温度に到達する直前にシャッターを閉じた状態で、所定の流量でスプレー噴射を開始し、冷却のための安定した噴射状態を確保できるようにした。試料温度が 770 °C に到達した時点で、ハロゲンヒーターを停止し、試料が自然対流と輻射によって 760 °C になるまで待機した後、シャッターを開放して、試料を 760 °C から 30 °C になるまで冷却した。これを各条件で 3 回実施した。

Table 4.6 Experimental conditions of spray cooling test for laser-processed specimens.

|                             |                            |
|-----------------------------|----------------------------|
| Heating temperature         | 770 °C                     |
| Cooling start temperature   | 760 °C                     |
| Water temperature           | 20 °C                      |
| Injection distance          | 60 mm                      |
| Water volumetric flux       | 54 L/(m <sup>2</sup> ·min) |
| Mean droplet diameter : D32 | 172 μm                     |
| Mean droplet velocity       | 6.23 m/s                   |

#### 4.3.3 表面温度の解析

表面粗さがスプレー特性に及ぼす影響を定量的に把握するため、熱電対で測定したデータを用いて、Monde の非定常熱伝導逆問題解法[77]を用いた伝熱計算を行った。ショットブラスト加工材の実験では試料表面の温度と熱流束を算出し、レーザー加工材の実験ではマイクロピラー底部の温度と熱流束を算出した。

## 4.4 実験結果および考察

### 4.4.1 ショットブラスト加工材を用いた冷却実験結果

Fig. 4.4 および Fig.4.5 に流量密度  $400 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  および  $700 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  における表面温度の履歴および表面温度と熱流束の関係を表面粗さで比較した結果を示す。Fig. 4.4 に示すように、表面粗さ  $Ra=3.0 \mu\text{m}$  の場合、冷却開始後 31s の間は膜沸騰が発生し、 $309^\circ\text{C}$  までは緩やかな温度降下となった。その後、遷移沸騰へ移行して急激な温度降下となった。図中のプロットで示す、膜沸騰から遷移沸騰へ移行するクエンチが発生したときの表面温度は、温度履歴および熱流束の変化を基に判定した。今回、全ての条件で冷却開始から膜沸騰が発生した。また、流量密度  $700 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  の方が全体的に早く冷却された。さらに、流量密度  $400 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  および  $700 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  のどちらの条件でも、表面が粗くなるほど、膜沸騰時の冷却速度は増大した。

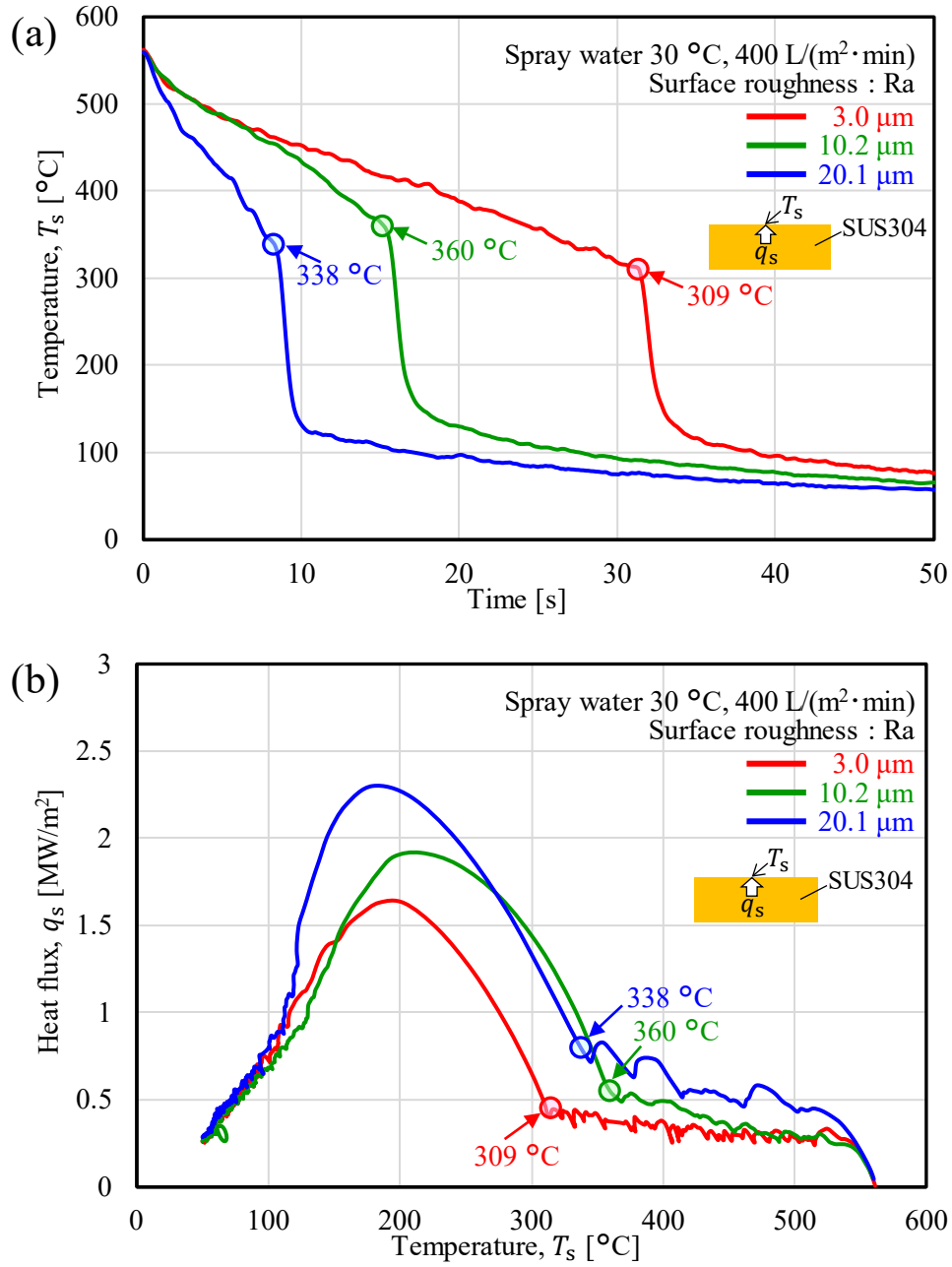


Fig. 4.4 Experimental results for specimens with  $R_a$  from 3.0 to 20.1  $\mu\text{m}$  : (a) surface temperature  $T_s$  history and (b) heat flux  $q_s$  versus  $T_s$  during spray cooling with 30 °C water at 400 L/(m<sup>2</sup>·min). Arrows indicate quenching points for each case.

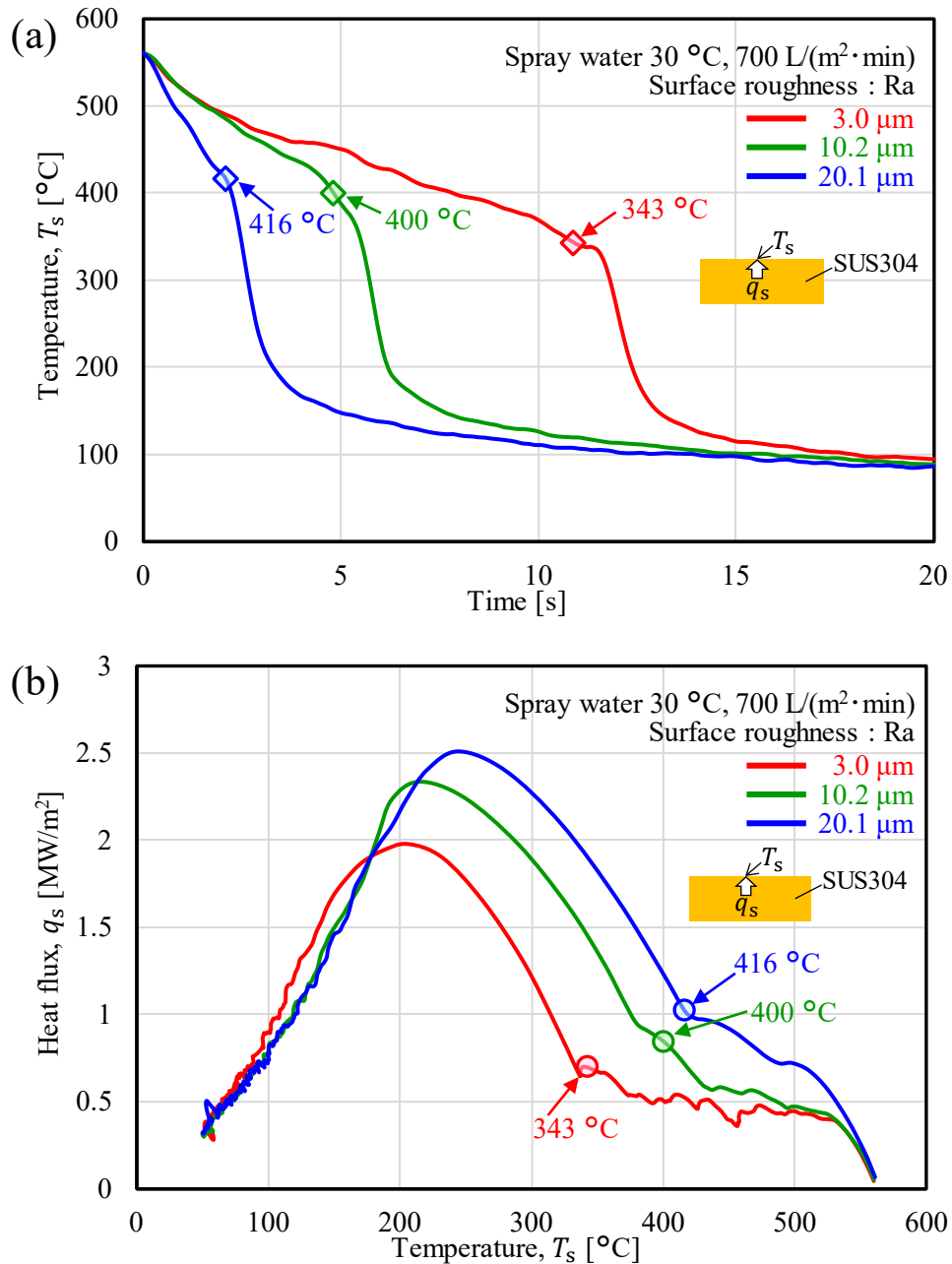


Fig. 4.5 Experimental results for specimens with Ra from 3.0 to 20.1  $\mu\text{m}$  : (a) surface temperature  $T_s$  history and (b) heat flux  $q_s$  versus  $T_s$  during spray cooling with 30 °C water at 700 L/(m²·min). Arrows indicate quenching points for each case.

Fig. 4.6 にクエンチの温度の比較を前章の Fig. 3.20 に示した平滑面での実験結果と合わせて示す。クエンチの温度は、流量密度が高い方が、また、表面粗さ  $Ra=3\ \mu\text{m}$  と比較して、10  $\mu\text{m}$  および 20  $\mu\text{m}$  に増大すると、高くなった。平滑面( $Ra=1\ \mu\text{m}$ )ではあるが、Fig. 3.20 で示した流量密度 100 L/(m²·min)のクエンチの温度 288 °Cよりも高くなった。

Fig. 4.7 に、膜沸騰時の 530℃から 430℃まで冷却される間での冷却速度の比較を示す。膜沸騰時の冷却速度は、表面粗さが増大するとともに上昇し、その影響は流量密度が高い条件で顕著であった。

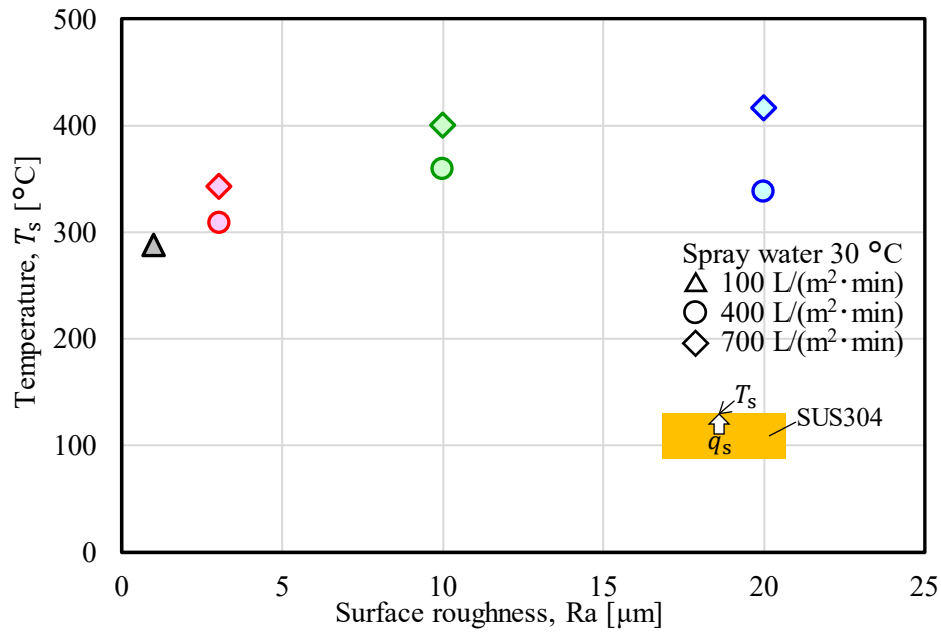


Fig. 4.6 Effect of surface roughness on quenching temperatures during spray cooling with 30 °C water at 100, 400 and 700 L/(m²·min).

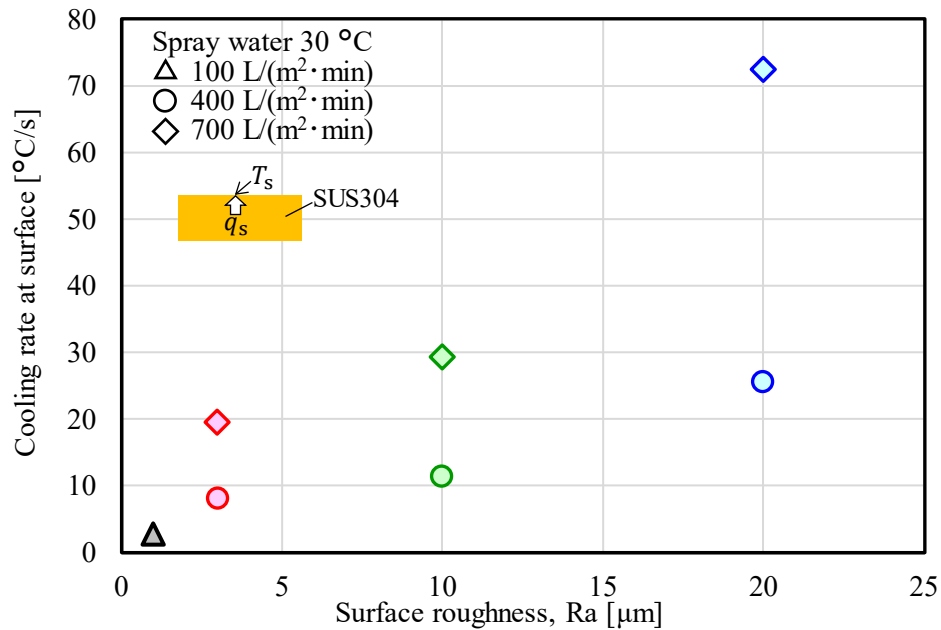


Fig. 4.7 Effect of surface roughness on cooling rate at surface temperature ranging from 530 °C to 430 °C, corresponding to the film boiling regime, during spray cooling with 30 °C water at 100, 400 and 700 L/(m²·min).

Fig. 4.8 に放冷時における表面 2mm 位置および裏面の温度履歴の比較を示す。熱電対測定位置による温度差はほとんどなく、表面が粗いほど、冷却速度が大きくなった。実験で得られた温度履歴と伝熱計算の温度履歴が概ね一致するように表裏面の境界条件を推定した。同定した表面の対流熱伝達率は  $11.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、裏面の放射率は 0.4、裏面の対流熱伝達率は  $7.0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  であった。

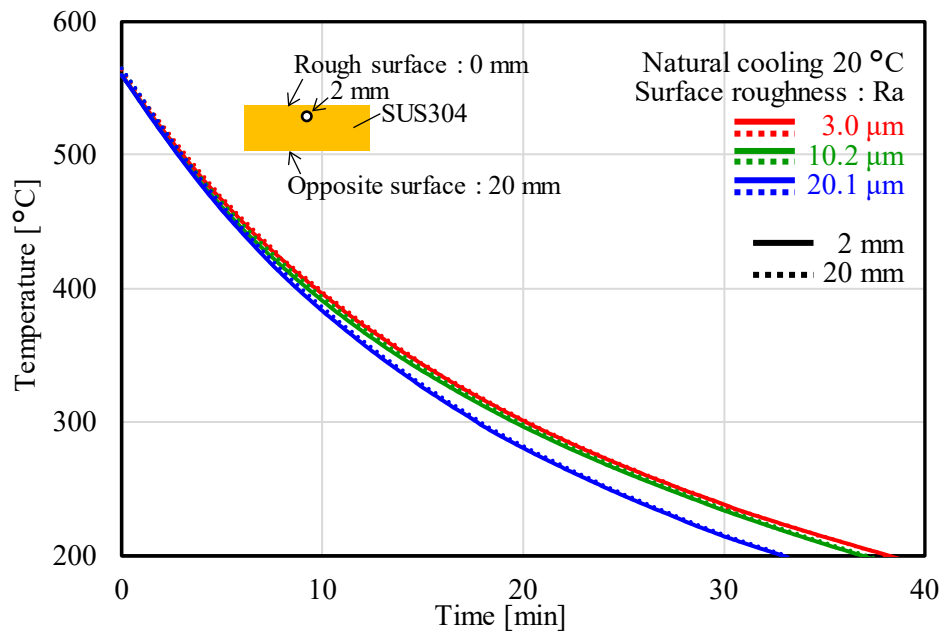


Fig. 4.8 Experimental results of temperature history during natural cooling at 20 °C for specimens with Ra from 3.0 to 20.1 μm, including temperatures measured at 2 mm below the rough surface and at the opposite surface (20 mm depth).

Fig. 4.9 に放射率の同定結果を示す。表面が粗いほど、放射率が大きくなっていることを確認した。以降、衝風冷却実験での表面温度履歴および熱伝達率の逆算には、Fig. 4.9 に示した放射率を用いた。

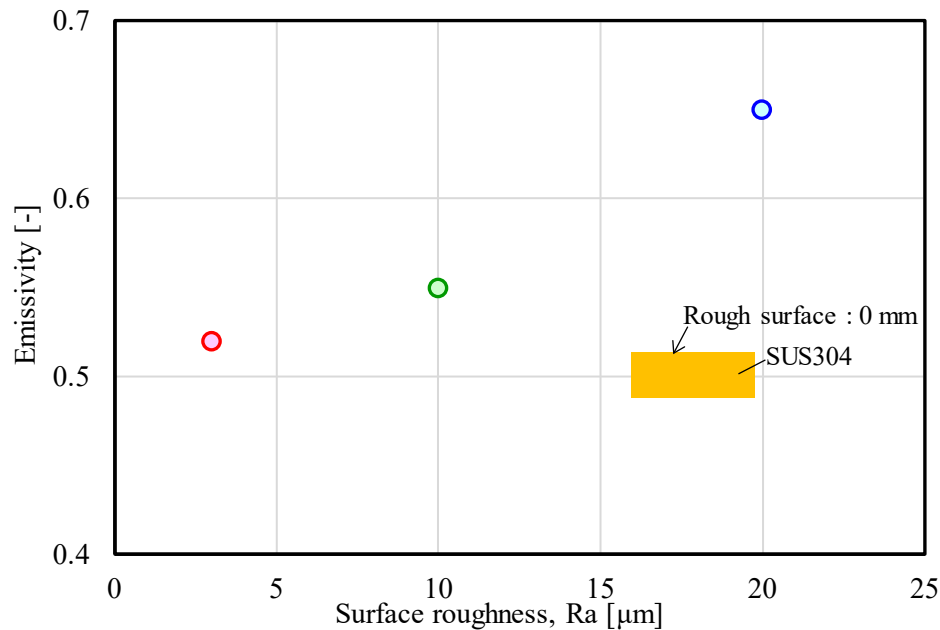


Fig. 4.9 Effect of surface roughness on emissivity determined from temperature history during natural cooling. For thermal analysis, a natural convection heat transfer coefficient of  $11.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  was applied to the rough surface, while the opposite surface was assigned an emissivity of 0.4 and a natural convection heat transfer coefficient of  $7.0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ .

Fig. 4.10(a)に、表面粗さ  $Ra=20.1 \mu\text{m}$ 、流量密度  $370 \text{ Nm}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ における表面 2 mm 位置および裏面の熱電対での温度測定結果と、表面 2 mm 位置の温度履歴から逆算した表面、表面 2 mm および裏面位置の温度履歴を、Fig. 4.10(b)に逆算結果から得られた表面温度と熱流束の関係を示す。なお、逆算時の裏面の境界条件は、自然放冷同じ放射率 0.4、対流熱伝達率  $7.0 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした。図中(a)に示すように、表面 2 mm 位置の温度履歴は実験結果と逆算結果が一致しているが、裏面位置の温度履歴が一致していないことがわかった。これは、試料上方から噴射されたエアが試料裏面側に回り込んで、冷却されていたためであり、逆算で得られる熱流束は裏面が冷却された影響も含まれることになる。また、図中(b)に示すように、オシレーションによって温度測定位置がエア直射部を通過したことによる変動があるものの、熱流束は表面温度が高いほど、ほぼ線形的に増加していたことから、熱伝達率は表面温度によらずほぼ一定であったといえる。

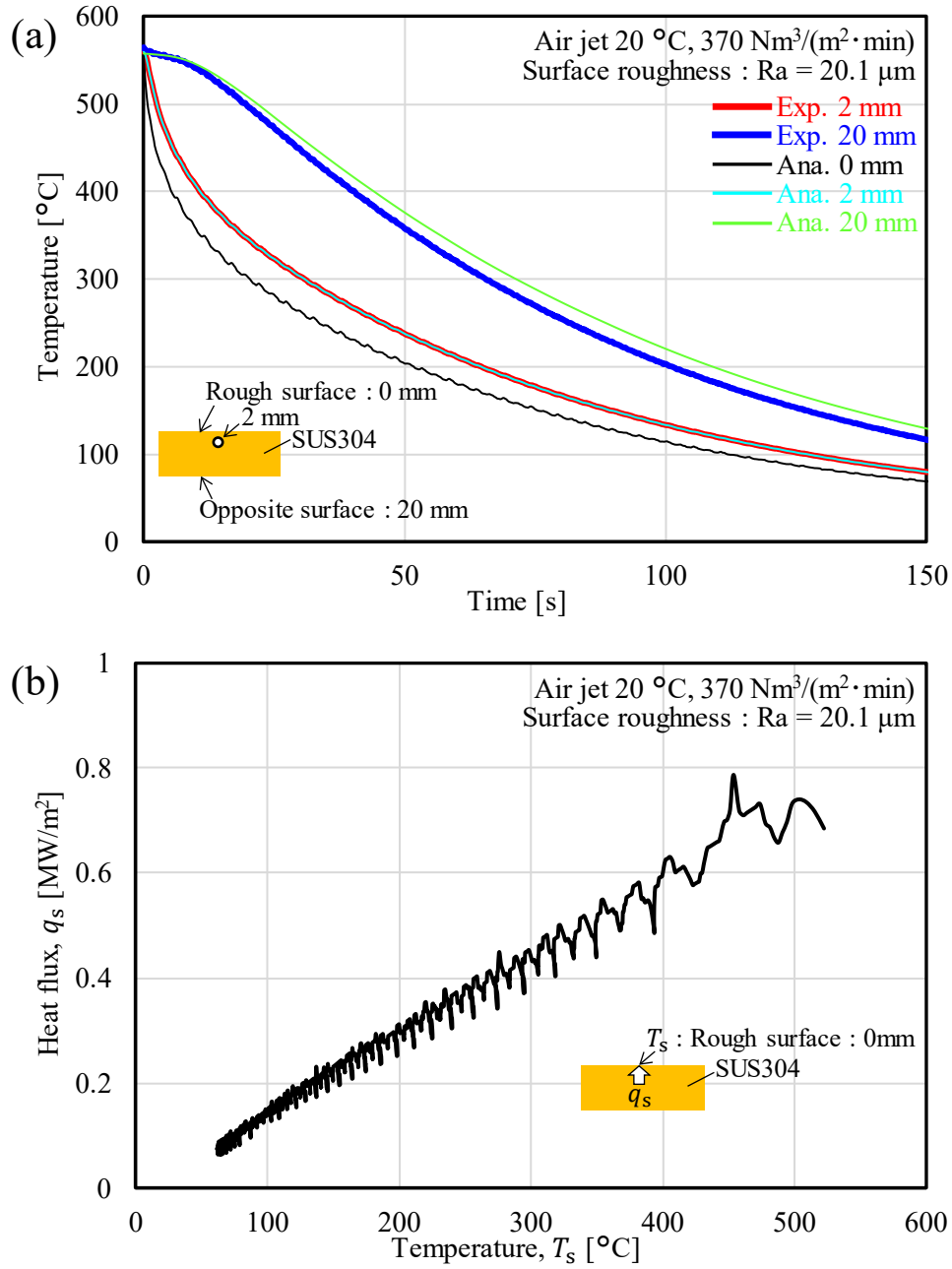


Fig. 4.10 Experimental and inverse analysis results for specimens with  $Ra = 20.1 \mu\text{m}$  during air jet cooling with  $370 \text{ NL}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ : (a) comparison of temperature histories, (b) heat flux  $q_s$  versus  $T_s$  obtained from inverse analysis.

上記理由から、逆算による熱伝達率の把握が困難であったため、表面 2mm 位置と裏面での熱電対による温度測定結果と一致するように、伝熱解析で表面と裏面とで衝風冷却の熱伝達率を同定した。Fig. 4.11 に、表面粗さ  $Ra=20.1 \mu\text{m}$ 、流量密度  $370 \text{ Nm}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$  における表面 2 mm 位置および裏面の熱電対での温度測定結果と、表面および裏面の熱伝達率をそれぞれ  $1590 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  および  $80 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  として実施した伝熱解析結果を示す。図に示すように、表面から 2 mm 位置および裏面の温度履歴がほぼ一致していることが分かる。

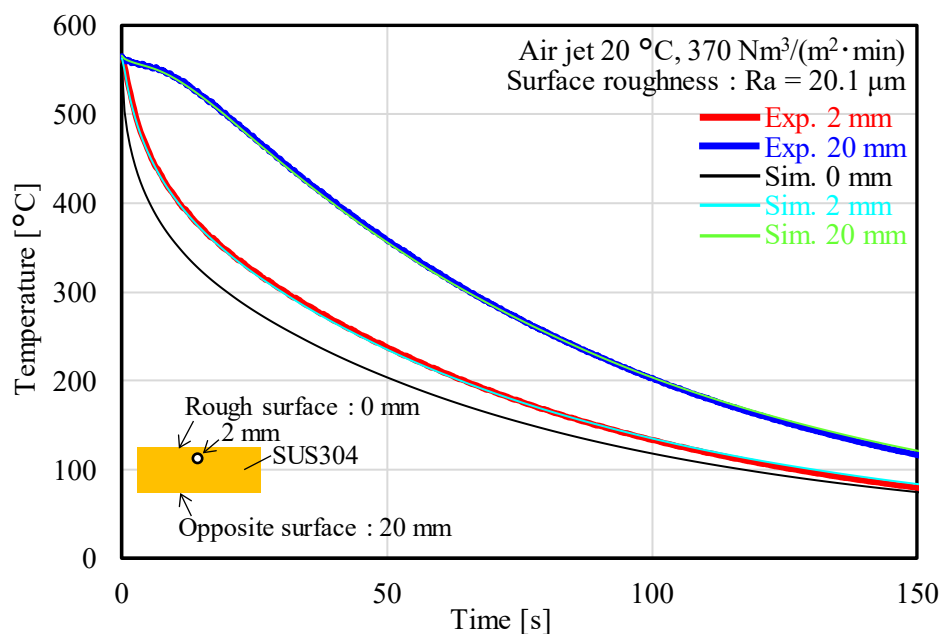


Fig. 4.11 Comparison of temperature histories between experiment and simulation. ( $Ra = 20.1 \mu\text{m}$ , air jet cooling with  $370 \text{ NL}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$ ,  $1590 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  at 0mm,  $80 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  at 20mm)

Fig. 4.12 に上記に示した手法で、実験で得られた温度履歴から表面と裏面の熱伝達率を同定した結果を示す。なお、裏面の表面状態は試料に関わらず同じであるため、裏面の熱伝達率は流量密度でのみ変化させ、表面粗さによっては変化しないものとした。図に示すように、表面および裏面とも熱伝達率は流量密度が高いほど高くなった。また、流量密度が高い場合にのみ、表面粗さの増大に伴って表面の熱伝達率はわずかに高くなったが、Fig.4.7 に示したスプレーの膜沸騰で確認されたような、表面粗さによる大きな違いは見られなかった。

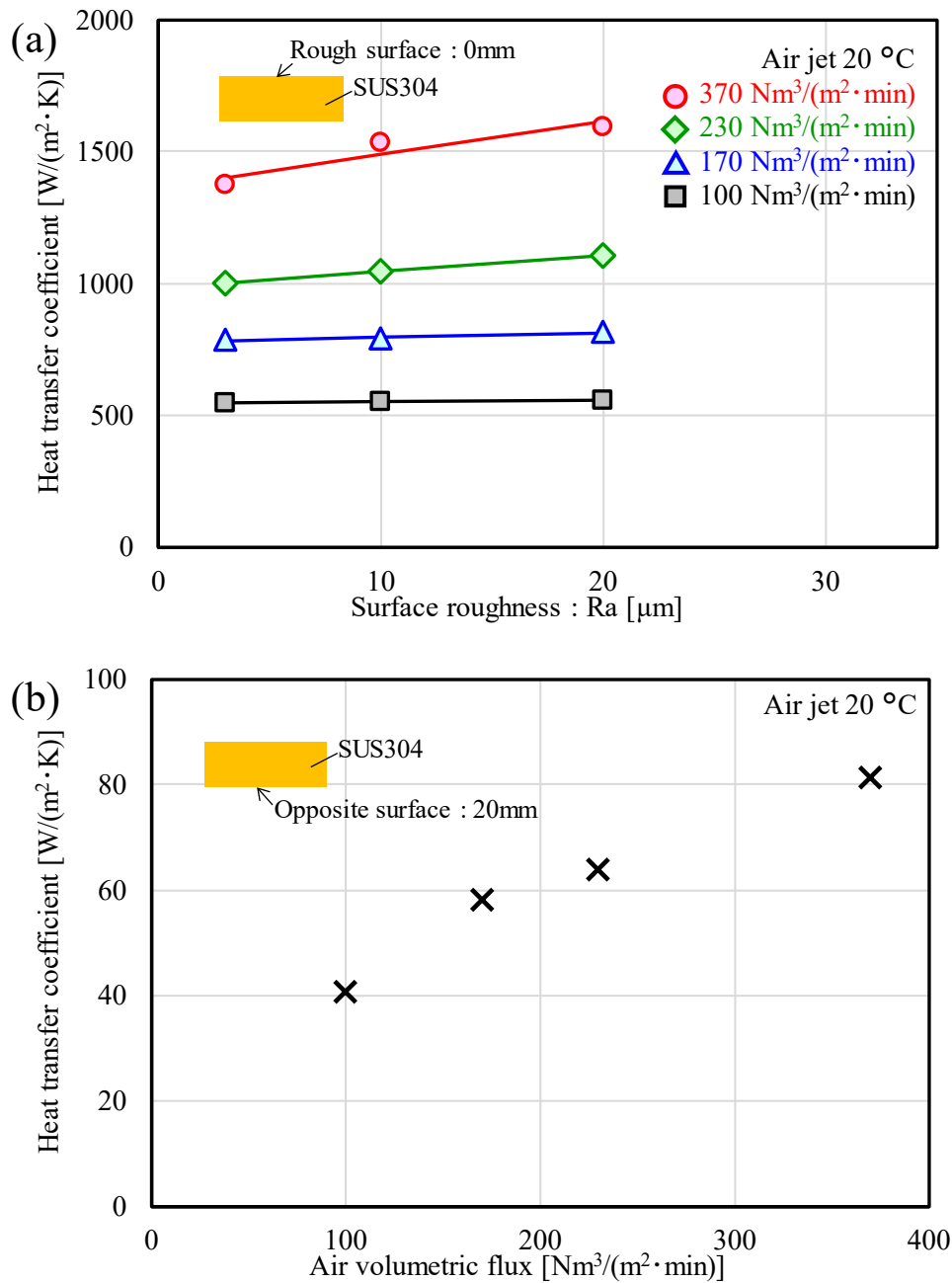


Fig. 4.12 Determination of heat transfer coefficients through heat transfer calculations for specimens with  $Ra$  ranging from 3.0 to 20.1  $\mu m$  during air jet cooling (20 °C, 100 - 370  $Nm^3/(m^2 \cdot min)$ ): (a) Effect of surface roughness on heat transfer coefficient at the rough surface, (b) Effect of air volumetric flux on heat transfer coefficient at the opposite surface.

#### 4.4.2 レーザー加工材を用いた冷却実験結果

Fig. 4.13 に、実験結果の一例として 100-10-100( $p$ - $W$ - $H$ )および比較としてレーザー加工を施さなかった平滑面(No pillar)の試料で得られたピラー底部温度 $T_b$ の温度履歴およびピラー底部温度 $T_b$ と熱流束 $q_b$ の関係を示す。図中(a)に示すように、平滑面の試料では、膜沸騰による緩やかな温度低下から開始し、その後約 82s で急激な温度低下を伴うクエンチが発生する典型的な温度履歴となった。マイクロピラーが付与された試料では、冷却初期は平滑面と同様に膜沸騰が発生し、緩やかな温度低下を示したが、冷却速度が最初に増大した 31s で温度履歴に差が生じ、続いて 53s で冷却速度が再び急激に増大した。また、図中(b)に示すように、平滑面の試料において、クエンチの温度は $T_b=280\text{ }^{\circ}\text{C}$ であり、Fig. 3.20 に示した比較的流量密度の近い  $100\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ でのクエンチの温度( $288\text{ }^{\circ}\text{C}$ )と同程度であった。また、式(3.12)で算出される接触界面温度 $T_c$ は $241\text{ }^{\circ}\text{C}$ であり、前章で示したクエンチの温度  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ と同程度であった。一方、マイクロピラーが付与された試料では、熱流束 $q_b$ において、2つの明瞭な極大値が発生し、2段階のクエンチが確認された。1回目および2回目のクエンチの温度は、温度履歴と熱流束の変化に基づいて、それぞれ $T_b=495\text{ }^{\circ}\text{C}$ および  $283\text{ }^{\circ}\text{C}$ と決定した。

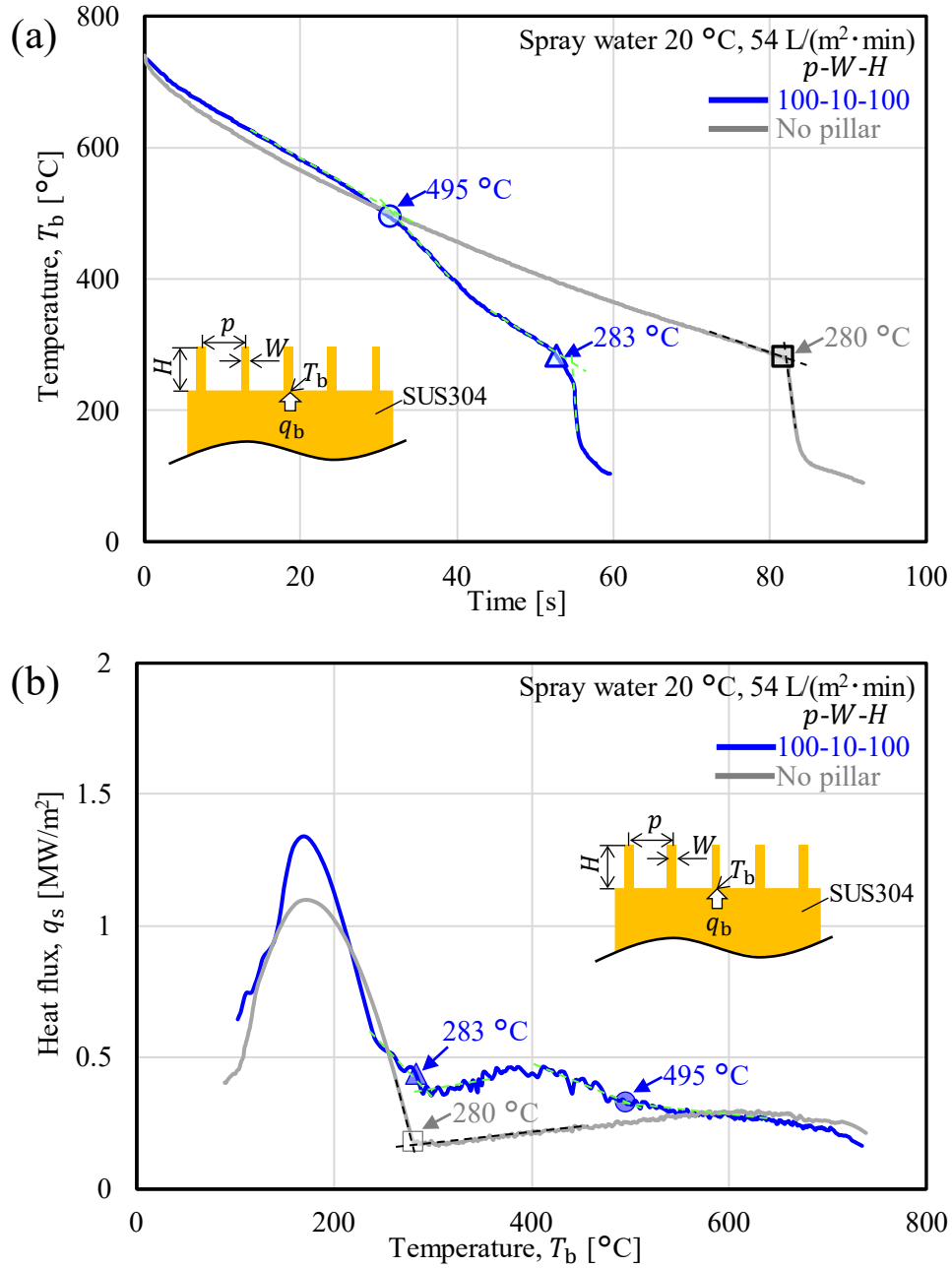


Fig. 4.13 Experimental results for specimens with micropillared (100-10-100) and No pillar : (a) temperature  $T_b$  history and (b) heat flux  $q_b$  versus  $T_b$  during spray cooling with 20 °C water at 54 L/(m<sup>2</sup>·min). Arrows indicate quenching point for each case.

Fig. 4.14 に、マイクロピラーのピッチ $p=100 \mu\text{m}$  および幅 $W=10 \mu\text{m}$  におけるピラーの高さ $H$ を変化させた試料のピラー底部温度 $T_b$ の温度履歴およびピラー底部温度 $T_b$ と熱流束 $q_b$ の関係を示す。すべての試料において、2段階のクエンチが確認されたが、 $H=75 \mu\text{m}$  の試料では1回目のクエンチが不明瞭であった。また、ピラーが高い試料である $H=100 \mu\text{m}$  および $H=150 \mu\text{m}$  では、2段階のクエンチの移行が明瞭に確認できたが、ピラーが低い試料である $H=30 \mu\text{m}$  および $H=50 \mu\text{m}$  では、2段階のクエンチの移行が緩やかであった。上記に示すような2段階のクエンチであったが、マイクロピラーの高さ $H$ が増大するに伴い、1回目のクエンチでのピラー底部 $T_b$ が増大した。具体的には、 $H=30 \mu\text{m}$  では $T_b=390^\circ\text{C}$ であり、 $H=150 \mu\text{m}$  では $T_b=544^\circ\text{C}$ に増大した。2回目のクエンチは、ピラーの高さ $H$ に関わらず $T_b=253^\circ\text{C}$ から $292^\circ\text{C}$ の範囲で発生し、平滑面のクエンチの温度と同程度であった。

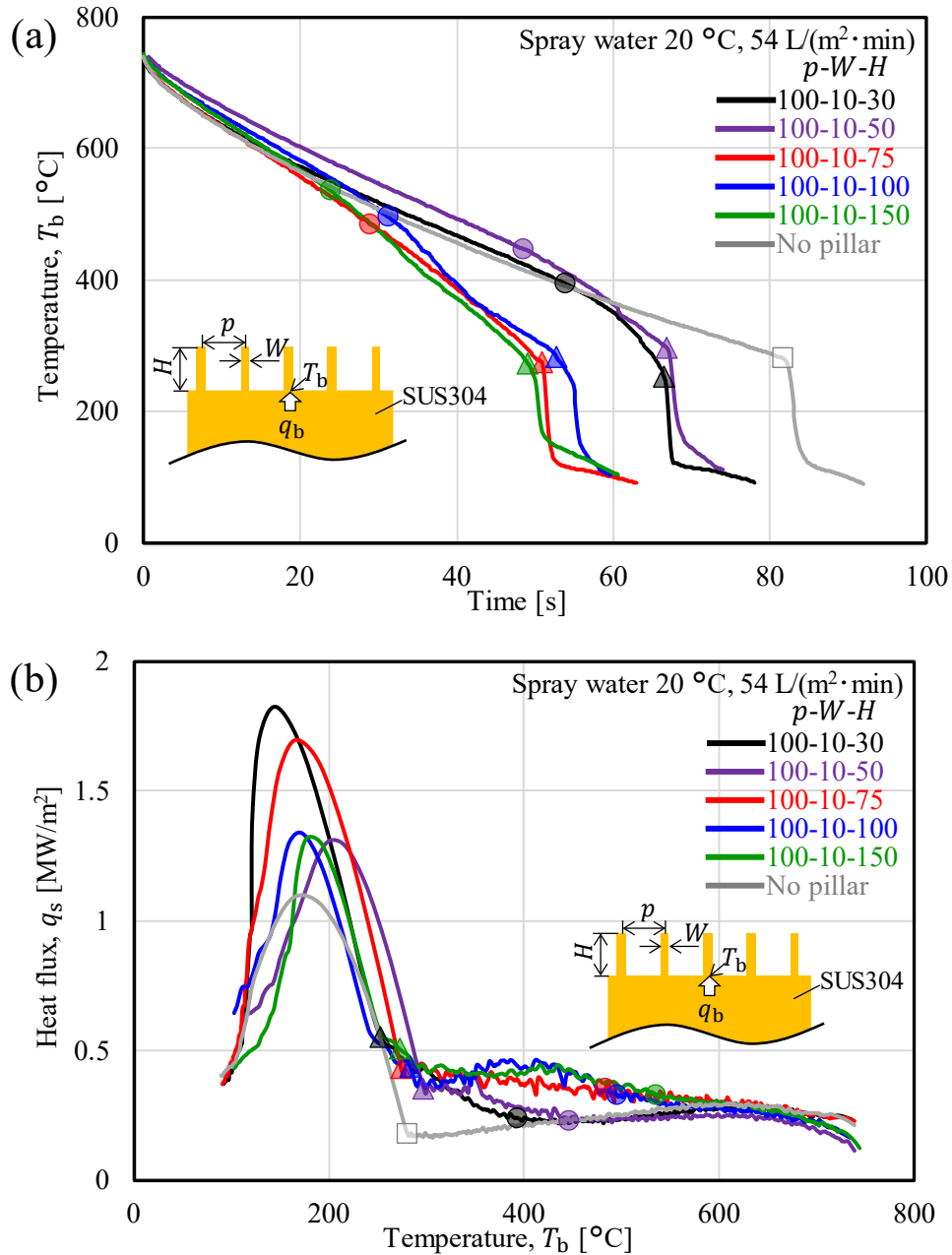


Fig. 4.14 Experimental results for specimens with various micropillar heights ( $H = 30, 50, 75, 100$  and  $150 \mu m$ ) and No pillar : (a) temperature  $T_b$  history and (b) heat flux  $q_b$  versus  $T_b$  during spray cooling with  $20^\circ C$  water at  $54 L/(m^2 \cdot min)$ . Circles and triangles indicate the first and second quenching points for micropillared specimens, respectively. Squares indicate the quenching point for the No pillar specimens.

Fig. 4.15 に、マイクロピラーのピッチ  $p=100 \mu m$  および高さ  $H=50 \mu m$  におけるピラーの幅  $W$  を変化させた試料のピラー底部温度  $T_b$  の温度履歴およびピラー底部温度  $T_b$  と熱流束  $q_b$  の関係を示す。4 章 1 節に記したように、レーザー加工条件の制約により、ピラーの幅  $W$  を変化させた試料のピラーの高さ  $H$  は  $50 \mu m$  と比較的小さかったため、1

回目のクエンチの開始は不明瞭であった。また、1回目のクエンチが発生する前の膜沸騰時の冷却速度は、ピラーの幅 $W$ の増加とともに徐々に増大し、平滑面と同程度となった。

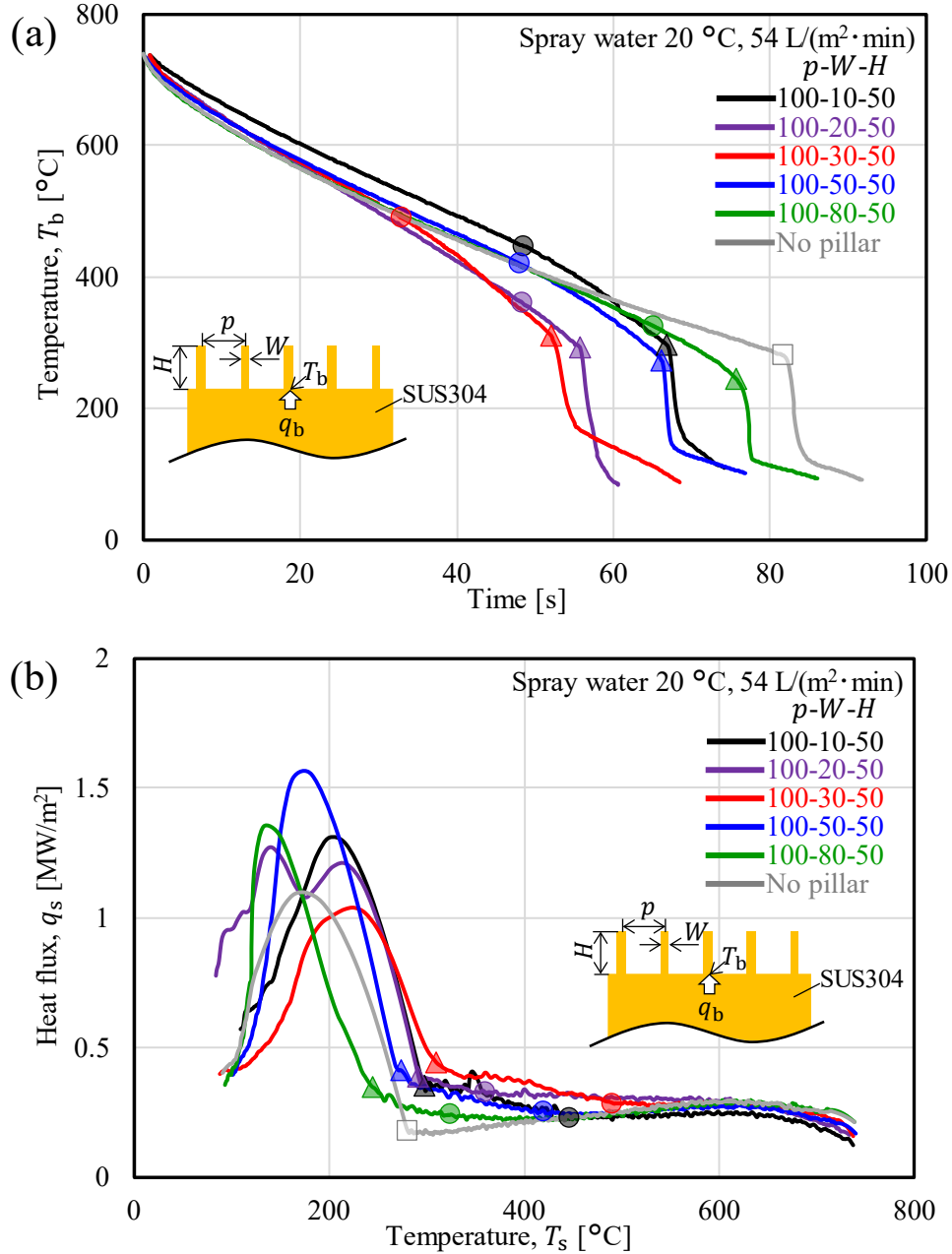


Fig. 4.15 Experimental results for specimens with various micropillar widths ( $W = 10, 20, 30, 50$  and  $80 \mu\text{m}$ ) and No pillar : (a) temperature  $T_b$  history and (b) heat flux  $q_b$  versus  $T_b$  during spray cooling with 20 °C water at 54 L/(m<sup>2</sup>·min). Circles and triangles indicate the first and second quenching points for micropillared specimens, respectively. Squares indicate the quenching point for the No pillar specimens.

#### 4.4.3 考察

最初に、ショットブラスト加工材を使用した実験結果について考察する。Fig. 4.12(a)に示した通り、ショットブラスト加工材を使用した衝風冷却において流量密度が高い場合に、表面粗さが大きくなるほど、熱伝達率が大きくなったメカニズムについて述べる。Fig. 4.16 に、冷却中における母材内部および冷却媒体の温度分布の模式図を示す。熱通過量 $K$ は、試料の表面および裏面の温度 $T_s$ および $T_r$ と冷媒温度 $T_f$ を用いて式(4.1)で表せる。

$$K = \frac{k}{G}S(T_r - T_s) = hA_s(T_s - T_f) \quad (4.1)$$

ここで、 $G$ は試料の厚さ、 $S$ は試料の断面積である。試料表面温度 $T_s$ を消去して整理すると、式(4.2)となる。

$$K = \frac{1}{\left(\frac{G}{kS} + \frac{1}{hA_s}\right)}(T_r - T_f) \quad (4.2)$$

したがって、系全体の熱抵抗 $R$ は式(4.3)となる。

$$R = \frac{G}{kS} + \frac{1}{hA_s} \quad (4.3)$$

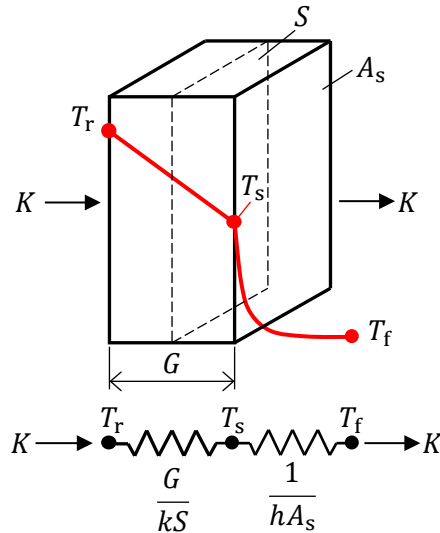


Fig. 4.16 Schematic illustration of thermal conduction and thermal resistances.

式(4.3)の右辺第1項が熱伝導抵抗を、第2項が熱伝達抵抗を表し、両者の比は式(4.4)に示すビオ数 $Bi$ に面積比率を乗じたものとして、式(4.5)として表すことができる。ビオ数は熱伝導に対する熱伝達の相対的な大きさを表す無次元数であり、ビオ数が小さいと熱伝達に比べて、内部の熱伝導が早いため、物体内部の温度分布を無視することができる。

$$Bi = \frac{hG}{k} \quad (4.4)$$

$$\frac{G/(kS)}{1/(hA_s)} = \frac{hG}{k} \frac{A_s}{S} = Bi \frac{A_s}{S} \quad (4.5)$$

Fig. 4.17 に、表面粗さ  $Ra=3 \mu m$  の試料で衝風冷却を実施した時の流量密度とビオ数の関係を示す。なお、試料の熱伝導率 $k$ は、 $300^\circ C$ の値として  $18.4 W/(m \cdot K)$  を使用した。流量密度が大きいほどビオ数は大きく、熱伝達抵抗に比べて熱伝導抵抗が大きくなる。この熱伝導律速状態では、試料の表面温度が冷媒温度に極めて近くなるとともに、表面近傍の温度勾配が大きく、熱を奪える領域が薄くなり、等温線が表面形状に沿って平行な分布となる。この時、表面が粗く実質的な表面積が広いほど、大きなフィン効果が発揮され、熱を逃がしやすくなり、冷却の効率が增大する。これに対して、ビオ数が小さい場合は、熱伝導律速にはならないので、熱を奪える領域が比較的厚く、表面粗度の大小による冷却効率の違いは小さくなると考えられる。

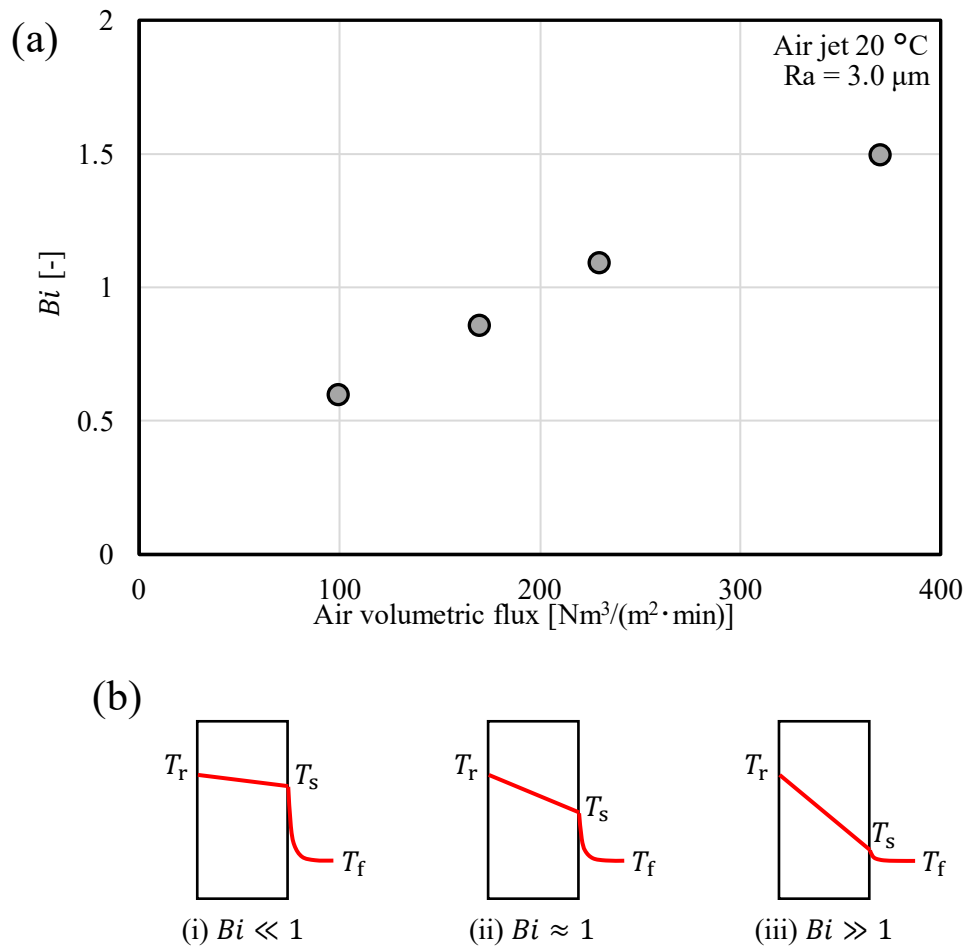


Fig. 4.17 Relationship between air volumetric flux and Biot number, with schematic representation of temperature variation during air jet cooling at 20 °C with surface roughness of  $Ra = 3.0 \mu m$ .

Fig. 4.7 および Fig. 4.12(a)に示したように、衝風冷却とスプレー冷却とで試料表面粗さの影響が大きく異なった。Fig. 4.18 に、スプレー冷却中の膜沸騰および衝風冷却において、冷却速度が同程度の条件下での温度履歴の比較を示す。衝風冷却では、表面粗さ  $Ra$  が  $3.0 \mu\text{m}$  と  $20 \mu\text{m}$  の場合で温度履歴が大きく異ならないのに対し、スプレー冷却の膜沸騰では、表面粗さによって温度履歴が大きく異なり、 $20 \mu\text{m}$  の膜沸騰時の冷却速度は、 $3.0 \mu\text{m}$  の時の3倍程度となった。また、Fig. 4.12(a)に示したように、衝風冷却では流量密度が増大するほど、表面粗さの影響を受けた。このことから、スプレー冷却では、液滴が衝突し接触する間の局所的な熱伝達率は Fig. 4.12(a)に示した値よりもさらに大きいために、試料表面粗さの影響がより大きく現れたと考えられる。そこで、ショットブラスト加工材で実施したスプレー冷却における液滴条件で、試料に衝突し、接触する際の熱流束を試算した。

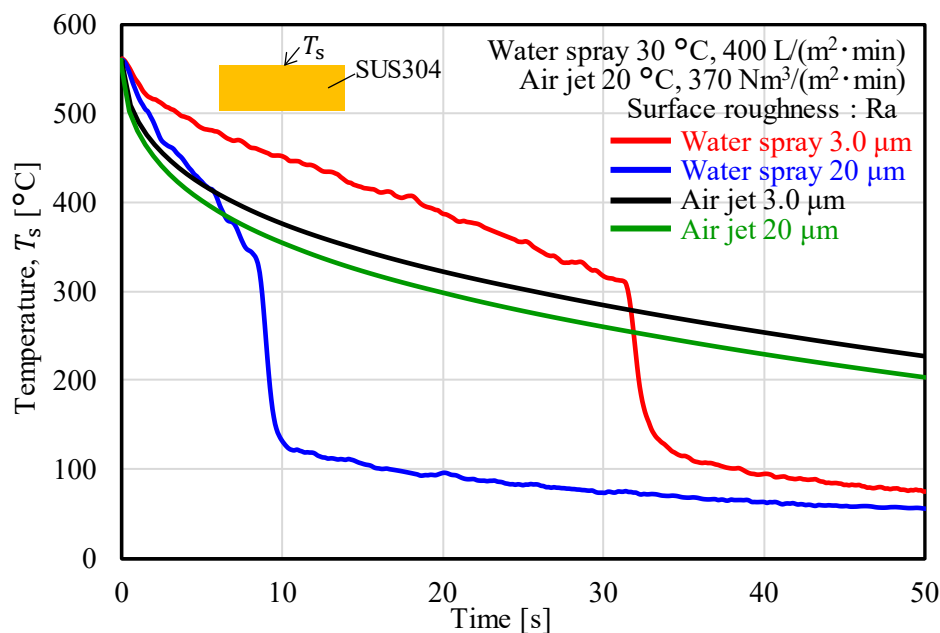


Fig. 4.18 Comparison of temperature histories under spray cooling ( $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $400\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ ) and air jet cooling ( $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $370\text{ Nm}^3/(\text{m}^2\cdot\text{min})$ ) with surface roughness of  $Ra = 3.0\text{ }\mu\text{m}$  and  $20.1\text{ }\mu\text{m}$ .

高温表面へ衝突する液滴の挙動についての研究は、これまで数多くなされてきた[66-67, 75-76, 82]。Hatta らは加熱したアロイ 625 の表面へ液滴を衝突させ、その挙動を調査し、ウェーバー数が 50 以上で衝突後の液滴が分裂することを示した[82]。また、Negeed らは表面粗さ  $Ra = 0.04 \sim 10 \mu\text{m}$  まで変化させた SUS304 を用いて、 $100 \sim 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ まで加熱し、ウェーバー数を  $4.2 \sim 156$  まで変化させた単一液滴を衝突させ

た挙動を高速度カメラにて観察し、液滴の接触半径および、接触時間について実験式を提案している[67]。Table 4.4 に示した実験条件、水温 30℃、液滴平均粒径 330  $\mu\text{m}$ 、平均速度 10 m/s では、ウェーバー数は 460 程度であり、試料に衝突した後の液滴は分裂すると考えられ、実際の液滴の挙動を考慮し、その熱流束を算出することは困難である。そこで、スプレー液滴が鋼板に衝突し接触する際の最小熱流束 $q_{\min}$ について式(4.5)にて試算した。

$$q_{\min} = \frac{Q_d}{\tau \cdot \pi D_{\max}^2 / 4} \quad (4.5)$$

ここで $Q_d$ は液滴が接触している間の冷却量であり、最小熱流束 $q_{\min}$ は、液滴が衝突した際の最大拡がり直径 $D_{\max}$ での接触面積で、液滴接触時間 $\tau$ で除した熱流束である。ここで、 $D_{\max}$ および $\tau$ については、本実験と同じ SUS304 で、表面粗さを変化させた試料に液滴を衝突させ、液滴が試料衝突後に分裂した結果も含めた条件で提案されている Negeed らの式[67]を用いた。

$$D_{\max} = 1.834 D_0 Re^{-0.130} We^{0.318} \quad (4.6)$$

$$\tau = 7.121 \left( \frac{V_d}{D_0} \right) Re^{-0.262} We^{0.369} \quad (4.7)$$

Table 4.4 に示した実験条件である、水温 30 °C、液滴平均粒径 $D_0 = 330 \mu\text{m}$ 、液滴平均速度 $V_0 = 10 \text{ m/s}$  で計算すると、液滴の衝突時の最大直径 $D_{\max}$ は 1.5mm、液滴の接触時間 $\tau$ は 0.262 ms となる。

液滴単体の冷却量 $Q_d$ は、スプレー冷却で噴射した冷却水が全て蒸発するのに必要な熱量に対する実際に冷却に寄与する熱量の効率を用いて算出した。流量密度 $J$ で噴射された冷却水が全て蒸発するため必要な熱流束 $q_{\text{evap}}$ は式(4.8)となる。

$$q_{\text{evap}} = J \rho_l E_l + J \rho_l c_l \Delta T \quad (4.8)$$

ここで、 $E_l$ は冷却水の蒸発潜熱、 $\Delta T$ は冷却水温と飽和温度との温度差である。流量密度 400 L/( $\text{m}^2 \cdot \text{min}$ )の場合、噴射された冷却水が全て蒸発すると仮定した時の熱流束は 17 MW/ $\text{m}^2$ である。Fig. 4.4 に示したように、表面粗さが  $Ra = 3.0 \mu\text{m}$  の条件において、

表面温度が 330 ～ 550 °Cでの膜沸騰時の熱流束は平均 0.32 MW/m<sup>2</sup>であった。これは、冷却水が全て蒸発するとした時の熱流束の 1.9%に相当する冷却効率となる。

一方、液滴単体が全て蒸発する熱量 $Q_{d,max}$ は式(4.9)で表される。

$$Q_{d,max} = \frac{4}{24} \pi D_0^3 \rho_l (E_l + c_l \Delta T) \quad (4.9)$$

直径 330  $\mu$  mの液滴単体の $Q_{d,max}$ は 48 mJ となる。液滴が試料に衝突して接触しているときのみ冷却に寄与し、リバウンドした以降の液滴による冷却は無視できると仮定し、スプレー冷却実験の効率を用いると、液滴単体の冷却量 $Q_d$ は 0.92 mJ となる。

これら $Q_d$ 、 $D_{max}$ および $tc$ の値を式(4.5)に代入すると、スプレー冷却水の液滴が試料に衝突し、接触した際の最小熱流束 $q_{min}$ は 2.1 MW/m<sup>2</sup>となり、Fig. 4.4 に示した表面粗さ  $Ra=3.0 \mu$  mにおける膜沸騰時の平均的な熱流束 0.32 MW/m<sup>2</sup>の 6.4 倍となる。この値は、Fig. 4.4 に示した最大熱流束である 1.6 MW/m<sup>2</sup>と同程度であることから、液滴が試料と接触している間のみ急激に冷却されていることが裏付けられる。また、表面温度 440 °Cにおける熱伝達率は 5095 W/(m<sup>2</sup>・K)となる。

衝風冷却における熱伝達率は、流量密度が 370 L/(m<sup>2</sup>・min)の条件で 1500 W/(m<sup>2</sup>・K)程度となり、初めて表面粗さの影響が確認できた。前述のスプレー液滴衝突時の熱伝達率はこの 3.4 倍程度あり、ビオ数が 1.7 程度と 1 より大きいので、試料の表面粗さが熱伝達率に及ぼす影響がより顕著になったと考えられる。

しかし、ショットブラスト加工材における表面粗さがクエンチの温度に及ぼす影響について、そのメカニズムを見出すことは困難であった。これは、Fig. 4.1 に示したように、表面の凹凸がランダムであり、試料間に規則性を見出すことが難しいことが一因である。

次に、レーザー加工材を使用したスプレー冷却実験結果について考察する。Fig. 4.14 に示した通り、マイクロピラーのピッチ $p=100 \mu$  m および幅 $W=10 \mu$  m におけるピラーの高さ $H$ を変化させた試料で、2 段階のクエンチが発生し、1 回目のクエンチでは、ピラーの高さが増大するとともにピラー底部温度 $T_b$ は増大したのに対し、2 回目のクエンチでは、ピラーの高さ $H$ に関わらず、平滑面のクエンチの温度とほぼ同じであった。Fig. 4.19 に、温度履歴とピラー近傍の濡れの状態の模式について示す。2 段階のクエンチのメカニズムの模式を示す。冷却初期からの段階、図中(i)の段階では、膜沸騰が

マイクロピラーの上面で維持され、ピラー底部温度 $T_b$ が495°Cに近づくと、スプレー冷却水がマイクロピラーの上面で濡れが開始することで、1回目のクエンチとなった。その後、冷却が進行し、図中(ii)の段階として、濡れの領域がマイクロピラーに沿って移行した。最終的に、図中(iii)の段階として、濡れの領域がマイクロピラーの底部に到達することで、2回目のクエンチがピラー底部温度 $T_b=283$  °Cで発生したと考えた。

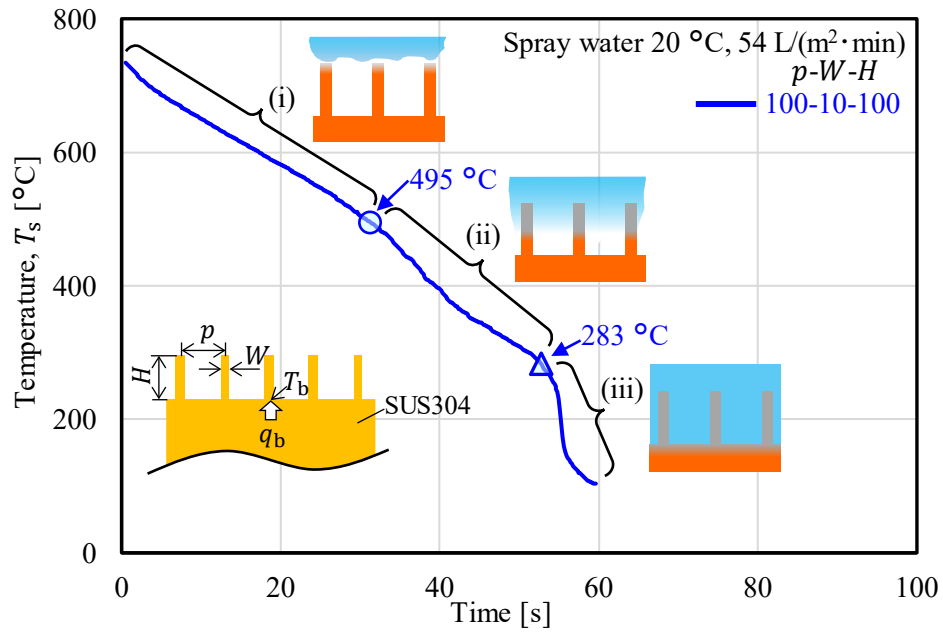


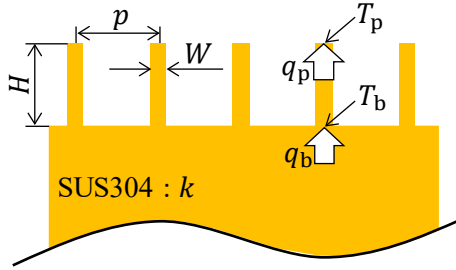
Fig. 4.19 Schematic model of two-stage quenching and thermal history for micropillared (100-10-100) during spray cooling with 20 °C water at 54 L/(m²·min). Arrows indicate quenching points.

上記のメカニズムについて、マイクロピラー近傍における熱伝導問題として捉えて検証した。Fig. 4.20 に、マイクロピラー近傍における熱伝導の模式を示す。冷却における全ての熱量は、マイクロピラーを介して伝熱すると仮定すると、式(4.10)が得られる。

$$q_b p^2 = q_p W^2 \quad (4.10)$$

ここで、 $q_p$ はマイクロピラーを通過し、マイクロピラー上面から冷却される熱流束である。また、マイクロピラーないの高さ方向の温度分布を線形と近似し、二次元の熱伝導モデルを適用することで、マイクロピラーの上面温度 $T_p$ は、式(4.11)で表される。

$$T_p = T_b - \frac{q_b H p^2}{k W^2} \quad (4.11)$$



$$q_p W^2 = q_b p^2 \quad \text{Eq. (4.10)}$$

$$T_p = T_b - \frac{q_b H p^2}{k W^2} \quad \text{Eq. (4.11)}$$

Fig. 4.20 Schematic illustration of heat conduction model around micropillar and corresponding thermal flux and temperature equations.

Fig. 4.13 で示した 1 回目のクエンチにおけるピラー底部温度 495 °C および熱流束 0.33 MW/m<sup>2</sup> を使用すると、ピラー上面温度は 334 °C となり、平滑面のクエンチの温度 280 °C に近くなる。Fig. 4.21 に、マイクロピラーのピッチ  $p=100 \mu\text{m}$  および幅  $W=10 \mu\text{m}$  におけるピラーの高さ  $H$  を変化させた試料で得られたピラー底部でのクエンチの温度と、1 回目のクエンチが発生した時のピラー上面の温度を示す。図中右縦軸は、水温を 20 °C として式(3.12)を用いて算出した接触界面温度である。いずれの試料についても、1 回目のクエンチにおけるピラー上面温度  $T_p$  と 2 回目のクエンチにおけるピラー底部温度  $T_b$  および平滑面のクエンチの温度は、前章で示したクエンチが発生する接触界面温度 250 °C に近い値となった。これは、2 段階のクエンチのモデルをさらに支持する結果であると考えられる。

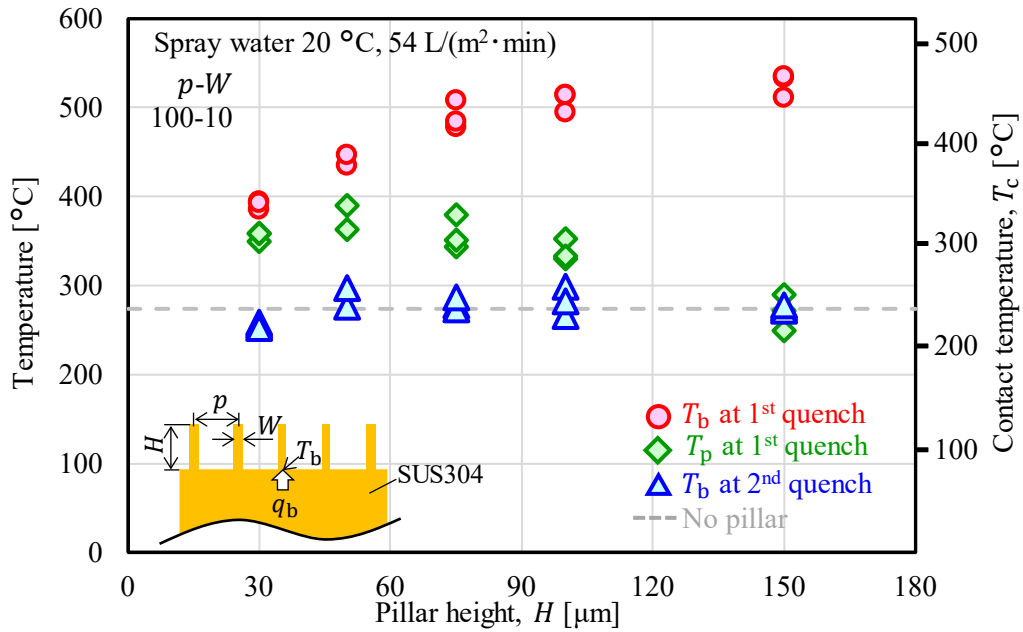


Fig. 4.21 Effect of micropillar height ( $H$ ) on quench temperatures during spray cooling with 20 °C water at 54 L/(m<sup>2</sup>·min). The scale of the contact temperature  $T_c$ , converted from the temperature scale on the left vertical axis, is shown on the right vertical axis. The micropillar pitch ( $p$ ) is 100  $\mu\text{m}$  and the width ( $W$ ) is 10  $\mu\text{m}$ . The dashed line indicates the results for specimens of No pillar.

なお、マイクロピラーの幅  $W$  の影響は、試料製作時に高さ  $H$  が 50  $\mu\text{m}$  に制限されたため、1 回目のクエンチの明瞭な特定が困難であったため、メカニズムを解明できなかった。

## 4.5 まとめ

4 章では、鋼板の表面性状の一要素である表面粗さが冷却特性に及ぼす影響を明らかにするため、2 種類の加工方法により表面粗さを付与した試料を作製し、スプレー冷却実験および冷媒の相変化を伴わない衝風冷却実験を行い、そのメカニズムについて検討した。

まず、厚さ 20mm の SUS304 鋼を母材として、冷却面にショットブラスト加工を施すことで、 $Ra=3.0 \sim 20 \mu m$  の範囲で表面粗さを付与した試料を作製した。これらの試料に対して、 $30^\circ C$  の冷却水で流量密度  $400$  および  $700 L/(m^2 \cdot min)$  でのスプレー冷却実験、ならびに  $20^\circ C$  のエアで流量密度  $100 \sim 370 Nm^3/(m^2 \cdot min)$  での衝風冷却実験を行い、各試料表面での温度履歴および熱流束を求めた。

次に、厚さ 10 mm の SUS304 鋼を母材とし、冷却面にレーザー加工を施して格子状に配置された直方体マイクロピラーを規則的に成型することで、意図的な粗面構造を形成した。ピラーのピッチは  $100 \mu m$  で固定であり、ピラーの幅は  $10 \sim 80 \mu m$  で変化させ、ピラーの高さは  $30 \sim 150 \mu m$  の範囲で変化させた。これらの試料に対して、 $20^\circ C$  の冷却水で  $54 L/(m^2 \cdot min)$  でのスプレー冷却実験を行い、温度履歴および熱流束を求めた。

これらの実験から、以下の結果が得られた。

- 1) ショットブラスト加工材では、衝風冷却の流量密度が高い場合、表面粗さが大きいほど熱伝達率が高くなる傾向が見られた。スプレー冷却でも同じ傾向を示したが、熱伝達率の変化はスプレー冷却の方がより顕著であった。
- 2) 膜沸騰時における液滴単体による瞬間的な熱流束は、平均的な熱流束の 6.4 倍程度に達することが試算された。
- 3) レーザー加工材では、マイクロピラーの存在により、冷却中に表面温度の履歴と熱流束の関係において、冷却速度が増大する 2 段階のクエンチが発生した。
- 4) マイクロピラーの高さを増大させることで、1 回目のクエンチが発生する温度が上昇した。一方で、ピラーが低い場合には、1 回目のクエンチがあまり明瞭に現れず、冷却速度の増加も緩やかとなった。

5) スプレー冷却水とマイクロピラー上面との接触界面温度が  $277 \pm 61$  °C に達した時点で、1 回目のクエンチが開始した。このクエンチは、マイクロピラー上面での安定した濡れに起因する可能性があることを示した。その後、濡れの領域はピラーに沿って進行し、ピラー底部での接触界面温度が  $238 \pm 20$  °C に到達したときに、2 回目のクエンチが発生した。

## 第5章 結論

本論文では、鉄鋼製造プロセスにおける加速冷却設備を用いて、鋼板の冷却速度の精密な制御を行う際に、重要な影響因子である表面性状が冷却特性に及ぼす影響に関して研究を行った。表面性状の要素である、スケールの厚さ、スケールの種類、表面粗さに対し、それぞれが冷却特性に及ぼす影響について調査した。SUS304 鋼を母材とした試料を用いたスプレー冷却実験で冷却特性を把握し、定量的なメカニズムの検討のため、冷媒の相変化が無い衝風冷却実験および単一液滴の衝突挙動の観察を実施した。

各章で得られた知見は以下の通りである。

第2章では、試料冷却面に金属酸化物( $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$ )を 40 ～ 210  $\mu\text{m}$  の範囲で厚さの異なる擬似的なスケール層を付与し、スプレー冷却実験および衝風冷却実験を行い、検討したメカニズムを評価するために、スケール層を考慮した伝熱解析を実施した。得られた結果を以下に記す。

- 1) スプレー冷却では、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  のスケールが付与された試料で膜沸騰が発生し、その後、クエンチが発生した。スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度はスケールが厚いほど、高くなった。また、 $200 \pm 10 \mu\text{m}$  のスケールで、クエンチの温度を比較すると、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  の順に高くなった。一方、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  は冷却開始とともに急激な温度降下となり、クエンチは発生しなかった。
- 2) 衝風冷却では、今回作製した全ての種類のスケールで、スケールが厚いほど、冷却速度が低下した。また、 $200 \pm 10 \mu\text{m}$  のスケールで、冷却速度を比較すると、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  の順に高くなった。これは、クエンチが発生しなかった  $\text{SiO}_2$ - $\text{ZrO}_2$  を除いて、スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度の高さの順と逆であった。
- 3) 衝風冷却実験結果からスケールを含む伝熱解析を行うことで、 $\text{Al}_2\text{O}_3$  のスケールの熱伝導率について同定した。その結果、今回作製した  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率は  $1.1 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  であり、熱抵抗層として作用していることがわかった。
- 4) 同定した  $\text{Al}_2\text{O}_3$  の熱伝導率を用いて、スプレー冷却をモデル化した熱流束でスケール

ルを含む伝熱解析を行った。その結果、膜沸騰時の冷却速度はスケール厚さに関わらずほぼ同じであり、スケールが熱抵抗層として作用することで、スケールが厚いと、スケールと母材の界面での見かけのクエンチの温度は高くなり、実験結果の傾向を定性的に確認できた。

第3章では、前章と同様に金属酸化物を表面に溶射して厚さの異なる擬似的なスケール層を形成させた試料を作製し、スプレー冷却の素過程である単一液滴の衝突挙動の観察を行い、液滴接触時間および液滴の最大拡がり直径に対して、温度による遷移を調査した。得られた結果を以下に記す。

- 1) 液滴の挙動は、液滴温度および固体表面の温度で変化し、高温では跳ね返り、低温では蒸発するまで存在し続けた。
- 2) 液滴の衝突挙動において、高温での跳ね返りから低温での滞在へと遷移する条件に対して、スケールの種類の違いおよびその温度は、スプレー冷却におけるクエンチと関連があることを示した。
- 3) 高温での跳ね返りから低温での滞在への液滴衝突挙動の遷移は、固体表面温度での整理ではスケールの種類の影響が不明瞭であった。衝突挙動の遷移は、液滴と固体との接触界面温度で整理可能であり、スケールの種類、厚さ、液滴の温度に関係なく、250 °C程度であった。
- 4) 液滴衝突挙動の遷移は、熱浸透率が小さい固体ほど、固体側の温度が高温となり、スプレー冷却によるクエンチの温度も高温となった。スプレー冷却の水量密度が比較的小さい場合には、クエンチの温度は接触界面温度が 250 °C 近傍に存在することを示した。

第4章では、ショットブラスト加工およびレーザー加工の2種類の加工方法で表面粗さを付与した試料を作製し、スプレー冷却実験および冷媒の相変化を伴わない衝風冷却実験を行った。得られた結果を以下に記す。

- 1) ショットブラスト加工材では、衝風冷却の流量密度が高い場合、表面粗さが大きい

ほど熱伝達率が高くなる傾向が見られた。スプレー冷却でも同じ傾向を示したが、熱伝達率の変化はスプレー冷却の方がより顕著であった。

- 2) 膜沸騰時における液滴単体による瞬間的な熱流束は、平均的な熱流束の 6.4 倍程度に達することが試算された。
- 3) レーザー加工材では、マイクロピラーの存在により、冷却中に表面温度の履歴と熱流束の関係において、冷却速度が増大する 2 段階のクエンチが発生した。
- 4) マイクロピラーの高さを増大させることで、1 回目のクエンチが発生する温度が上昇した。一方で、ピラーが低い場合には、1 回目のクエンチがあまり明瞭に現れず、冷却速度の増加も緩やかとなった。
- 5) スプレー冷却水とマイクロピラー上面との接触界面温度が  $277 \pm 61$  °C に達した時点で、1 回目のクエンチが開始した。このクエンチは、マイクロピラー上面での安定した濡れに起因する可能性があることを示した。その後、濡れの領域はピラーに沿って進行し、ピラー底部での接触界面温度が  $238 \pm 20$  °C に到達したときに、2 回目のクエンチが発生した。

## 謝辞

本研究をまとめるにあたり、研究内容に対して適切かつ丁寧なご指導を賜りました九州大学大学院工学研究院の河野正道教授に深く感謝申し上げます。また、本論文の審査にあたりご多忙の中引き受けてくださった九州大学大学院工学研究院の森昌司教授、ならびに劉維教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は J F E スチール株式会社における研究成果、および九州大学の高田保之教授（現・特命教授）、河野正道教授、喜多由拓助教（現・King's College London Lecturer）との共同研究成果を取りまとめたものです。本研究の実施および発表の許可を頂くとともに、学位取得の機会を与えてくださった J F E スチール株式会社スチール研究所所長の花澤和浩博士、ならびに副所長の菊池直樹博士に心より感謝申し上げます。また、所属部署の部長としてご理解とご指導を賜りました松原行宏博士に深く感謝申し上げます。

研究遂行および論文作成にあたり、適切なご助言とご支援をいただきました J F E スチール株式会社の木島秀夫博士、黒木高志博士、藤林晃夫博士（元研究技監）、中田直樹博士（現、J F E テクノリサーチ株式会社）、上岡悟史氏（現、J F E テクノリサーチ株式会社）に深く感謝申し上げます。さらに、共同研究において実験をともに遂行していただいた九州大学の日高澄具博士、濱ノ園崇史氏、塚本健吾氏、井上慎也氏、有吉隆晃氏に心より感謝申し上げます。

最後に、本研究の遂行にあたり、これまで著者を支え続けてくれた家族に心より感謝の意を表します。

## 文献

- [1] 三塚 正志, "高温鋼板のスプレ冷却に関する研究", *鉄と鋼*, Vol. 54, No. 14, pp. 1457-1471 (1968). [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.54.14\\_1457](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.54.14_1457)
- [2] 日本鉄鋼協会, "鋼材の強制冷却", (1978)
- [3] 竹井・木川・島津・徳重・山本・安永, "加古川熱延新冷却設備の概要(熱延製品冷却制御技術の開発-2)", *材料とプロセス*, Vol. 3, No. 2, pp. 480 (1990).
- [4] 大島・橘・永田・小松・尼崎・石橋, "熱延ランアウトテーブル冷却制御技術の開発", *材料とプロセス*, Vol. 7, No. 2, pp. 416 (1994).
- [5] 本屋敷・岡崎・寺内・山根・刈安・池田, "熱延ランアウトテーブル冷却設備の更新(福山 1 熱延ランアウト冷却設備の更新-1)", *材料とプロセス*, Vol. 9, No. 5, pp. 997 (1994).
- [6] 津山 青史, "厚板技術の 100 年", *鉄と鋼*, Vol. 100, No. 1, pp. 71-81 (2014). <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.100.71>
- [7] 八田・小門・花崎, "高温鋼板のラミナフロー冷却の冷却能に関する解析", *鉄と鋼*, Vol. 67, No. 7, pp. 959-968 (1981). [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.67.7\\_959](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.67.7_959)
- [8] 八田・小門・花崎・宅田・中沢, "ラミナフロー冷却による高温鋼板の冷却能に及ぼす水量効果", *鉄と鋼*, Vol. 68, No. 8, pp. 974-981 (1982). [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.68.8\\_974](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.68.8_974)
- [9] X. Li, W. Xia, K. Yang, L. Dai, F. Wang, Q. Xie, J. Cai, "Quench cooling of steel plates by reciprocating moving water jet impingement", *Exp. Therm. Fluid Sci.*, Vol. 153, 111127 (2024). <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2023.111127>
- [10] 大友・安永・石田, "ホットストリップミルにおける鋼板の膜状ラミナ冷却特性", *鉄と鋼*, Vol. 73, No. 8, pp. 996-1003 (1987). [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.73.8\\_996](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.73.8_996)
- [11] S. See, V. Prodanovic, M. Militzer, "Study of Characteristics for Slant Slit Jet Cooling on Hot Rolled Plate", *Proc. World Congr. Mech. Chem. Mater. Eng.*, Paper No. 310 (2015).
- [12] J.K. Kerdabadi, M. Haghanimanesh, A. Karimipour, D. Toghraie, I. Tlili, " The experimental/numerical investigation of variations in strip speed, water shower pattern and water temperature on high-temperature strip cooling rate in hot strip mill", *J. Therm. Anal. Calorim.*, Vol. 143, pp. 293-308 (2021).

<https://doi.org/10.1007/s10973-019-09052-4>

- [13] 中田・黒木・藤林・宇高, "高温鋼材の高水量密度での水冷における冷却特性", *鉄と鋼*, Vol. 99, No. 11, pp. 635-641 (2013).  
<https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.99.635>
- [14] 中川・橘・角谷・原口・小林・中村・児嶋・磯部・矢澤, "厚鋼板のオンライン加速冷却装置における冷却制御技術", *計測自動制御学会論文集*, Vol. 50, No. 6, pp. 487-496 (2014). <https://doi.org/10.9746/sicetr.50.487>
- [15] N. Sozbir, S.C. Yao, "Spray mist cooling heat transfer in glass tempering process", *Heat Transf. Eng.*, Vol. 53, pp. 1699-1711 (2007).  
<https://doi.org/10.1007/s00231-016-1930-2>
- [16] M. Sweetland, J.H. Lienhard V, "Evaporative cooling of continuously drawn glass fibers by water sprays", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 43, No. 5, pp. 777-790 (2000). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.06.029>
- [17] H. Yang, F. Liu, R. Duan, F. Shi, L. Tian, "Spray cooling heat transfer during glass tempering process and influencing factors on the quality of tempered glass", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 175, 107475 (2022).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2022.107475>
- [18] Y.S. Kim, E.S. Jeon, "Analyzing the stress characteristics of glass as a function of cooling rate when applying air and mist for rapid cooling of glass heated to high temperatures", *Therm. Sci. Eng. Prog.*, Vol. 46, 102257 (2023).  
<https://doi.org/10.1016/j.tsep.2023.102257>
- [19] J. Li, L. Tian, H. Wang, F. Liu, "Computational analysis of spray cooling heat transfer and Influential factors during glass tempering", *Case Stud. Therm. Eng.*, Vol. 61, 104857 (2024). <https://doi.org/10.1016/j.csite.2024.104857>
- [20] T. Cader, L.J. Westra, R.C. Eden, "Spray cooling thermal management for increased device reliability", *IEEE Trans. Device Mater. Reliab.*, Vol. 4, No. 4, pp. 605-613 (2004). <https://doi.org/10.1109/TDMR.2004.838978>
- [21] M. Fabbri, S. Jiang, V.K. Dhir, "A Comparative Study of Cooling of High Power Density Electronics Using Sprays and Microjets", *ASME J. Heat Mass Transfer*, Vol. 127, No. 1, pp. 38-48 (2005). <https://doi.org/10.1115/1.1804205>
- [22] T.A. Shedd, "Next Generation Spray Cooling: High Heat Flux Management in Compact Spaces", *Heat Transf. Eng.*, Vol. 28, No. 2, pp. 87-92 (2007).

<https://doi.org/10.1080/01457630601023245>

- [23] W. Deng, A. Gomez, "Electrospray cooling for microelectronics", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 54, No. 11-12, pp. 2270-2275 (2011).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.02.038>
- [24] G. Aguilar, W. Verkrusse, B. Majaron, L.O. Svaasand, E.J. Lavernia, J.S. Nelson, "Measurement of heat flux and heat transfer coefficient during continuous cryogen spray cooling for laser dermatologic surgery", *IEEE J. Sel. Top. Quantum Electron.*, Vol. 7, No. 6, pp. 1013-1021 (2001).  
<https://doi.org/10.1109/2944.983307>
- [25] G. Aguilar, G.X. Wang, J.S. Nelson, "Effect of spurt duration on the heat transfer dynamics during cryogen spray cooling", *Phys. Med. Biol.*, Vol. 48, No. 14, p.p. 2169-2181 (2003). <https://doi.org/10.1088/0031-9155/48/14/309>
- [26] G. Aguilar, G.X. Wang, J.S. Nelson, "Dynamic behavior of cryogen spray cooling: effects of spurt duration and spray distance", *Lasers Surg. Med.*, Vol. 32, No. 2, p.p. 152-159 (2003). <https://doi.org/10.1002/lsm.10133>
- [27] B. Basinger, G. Aguilar, J.S. Nelson, "Effect of skin indentation on heat transfer during cryogen spray cooling", *Lasers Surg. Med.*, Vol. 34, No. 2, p.p. 153-163 (2004). <https://doi.org/10.1002/lsm.20011>
- [28] N. Sagawa, "An Experimental Study of Spray Cooling in Nuclear Reactor Containers", *J. Nucl. Sci. Technol.*, Vol. 5, No. 8, p.p. 419-426 (1968).  
<https://doi.org/10.1080/18811248.1968.9732485>
- [29] G. Grant, J. Brenton, D. Drysdale, "Fire suppression by water sprays", *Prog. Energy Combust. Sci.*, Vol. 26, No. 2, p.p. 79-130 (2000).  
[https://doi.org/10.1016/S0360-1285\(99\)00012-X](https://doi.org/10.1016/S0360-1285(99)00012-X)
- [30] E.A. Silk, E.L. Golliher, R.P. Selvam, "Spray cooling heat transfer: Technology overview and assessment of future challenges for micro-gravity application", *Energy Convers. Manag.*, Vol. 49, No. 3, p.p. 453-468 (2008).  
<https://doi.org/10.1016/j.enconman.2007.07.046>
- [31] I. Mudawar, "Recent Advances in High-Flux, Two-Phase Thermal Management", *J. Therm. Sci. Eng. Appl.*, Vol. 5, No. 2, 021012 (2013).  
<https://doi.org/10.1115/1.4023599>
- [32] C. Wang, R. Xu, Y. Song, P. Jiang, "Study on water droplet flash evaporation in

- vacuum spray cooling", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 112, p.p. 279-288 (2017).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.04.111>
- [33] J. Kim, "Spray cooling heat transfer: The state of the art", *Int. J. Heat Fluid Flow*, Vol. 28, No. 4, pp. 753-767 (2007).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2006.09.003>
- [34] W.L. Cheng, W.W. Zhang, H. Chen, L. Hu, "Spray cooling and flash evaporation cooling: The current development and application", *Renew. Sustain. Energy Rev.*, Vol. 55, pp. 614-628 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.11.014>
- [35] A.A. Tseng, M. Raudensky, T.W. Lee, "Liquid Sprays for Heat Transfer Enhancements: A Review", *Heat Transf. Eng.*, Vol. 37, No.16, pp. 1401-1417 (2016). <https://doi.org/10.1080/01457632.2015.1136168>
- [36] G. Liang, I. Mudawar, "Review of spray cooling – Part 1: Single-phase and nucleate boiling regimes, and critical heat flux", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 115, pp. 1174-1205 (2017).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.06.029>
- [37] G. Liang, I. Mudawar, "Review of spray cooling – Part 2: High temperature boiling regimes and quenching applications", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 115, pp. 1206-1222 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.06.022>
- [38] V.K. Dhir, G.P. Purohit, "Subcooled film-boiling heat transfer from spheres", *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 47, No. 1, pp. 49-66 (1978).  
[https://doi.org/10.1016/0029-5493\(78\)90004-3](https://doi.org/10.1016/0029-5493(78)90004-3)
- [39] P. Kotrbáček, M. Chabičovský, J. Komínek, O. Resl, H. Bellerova, "Influence of water temperature on spray cooling at high surface temperatures", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 216, 119074 (2022).  
<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.119074>
- [40] Y. Kita, M. Nakamatsu, S. Hidaka, M. Kohno, "Quenching mechanism of spray cooling and the effect of system pressure", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 190, 122795 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.122795>
- [41] C. Cai, I. Mudawar, H. Liu, "Mechanistic method to predicting minimum heat flux point wall temperature in saturated pool boiling", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 156, 119854 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119854>
- [42] 新井・古谷, "塩添加による膜沸騰熱伝達向上効果とクエンチ温度上昇機構", *日本*

機械学会論文集 (B 編) , Vol. 75, No.758, pp. 1932-1938 (2009).

[https://doi.org/10.1299/kikaib.75.758\\_1932](https://doi.org/10.1299/kikaib.75.758_1932)

- [43] 多賀谷・田村, "焼入冷却材について", *金属表面技術*, Vol. 13, No. 5, pp. 181-192 (1962). <https://doi.org/10.4139/sfj1950.13.181>
- [44] A. Horák, M. Raudenský, M. Pohanka, H. Bellerová, T. Reichardt, "Research on cooling efficiencies of water, emulsions and oil", *Engineering MECHANICS*, Vol. 18, No. 2, pp. 81-89 (2011)
- [45] S.V. Ravikumar, J.M. Jha, S.S. Mohapatra, A. Sinha, S.K. Pal, S. Chakraborty, "Experimental study of the effect of spray inclination on ultrafast cooling of a hot steel plate", *Heat Mass Transf.*, Vol. 49, pp. 1509-1522 (2009).  
<https://doi.org/10.1007/s00231-013-1190-3>
- [46] K. Nabbout, L. Pasternak, M. Sommerfeld, B. B. Marbach, J. Kuhnert, E. Barth, E. Uhlmann, "Heat Transfer Study for Oil-in-Water Emulsion Jets Impinging onto hot Metal Surface", *Proc. World Congr. Mech. Chem. Mater. Eng.*, Paper No. HTFF 190 (2015). <https://doi.org/10.11159/htff22.190>
- [47] H. Fujimoto, K. Tatebe, Y. Shiramasa, T. Hama, H. Takuda, "Heat Transfer Characteristics of a Circular Water Jet Impinging on a Moving Hot Solid", *ISIJ Int.*, Vol. 54, No. 6, pp. 1338-1345 (2014).  
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.54.1338>
- [48] H. Ohkubo, S. Nishio, "Study on Accurate Prediction of Heat Transfer Characteristics of Mist Cooling : Effects of Surface Wettability", *JSME Int. J. Ser. B*, Vol. 33, No. 2, pp. 326-332 (1990).  
[https://doi.org/10.1299/jsmeb1988.33.2\\_326](https://doi.org/10.1299/jsmeb1988.33.2_326)
- [49] Y. Takata, S. Hidaka, A. Yamashita, H. Yamamoto, "Evaporation of water drop on a plasma-irradiated hydrophilic surface", *Int. J. Heat Fluid Flow*, Vol. 25, No. 2, pp. 320-328 (2004). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2003.11.008>
- [50] Y. Takata, S. Hidaka, J.M. Cao, T. Nakamura, H. Yamamoto, M. Masuda, T. Ito, "Effect of surface wettability on boiling and evaporation", *Energy*, Vol. 30, No. 2-4, pp. 209-220 (2005). <https://doi.org/10.1016/j.energy.2004.05.004>
- [51] R.A. Munoz, D. Beving, Yan, "Hydrophilic Zeolite Coatings for Improved Heat Transfer", *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol. 44, No. 12, pp. 4310-4315 (2005).  
<https://doi.org/10.1021/ie0489047>

- [52] C.E. Clavijo, J. Crockett, D. Maynes, "Hydrodynamics of droplet impingement on hot surfaces of varying wettability", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 108, No. B, pp. 1714-1726 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.12.076>
- [53] Y. Kita, K. Kida, T. Ariyoshi, S. Hidaka, M. Kohno, Y. Takata, "Thermal hysteresis in wettability and the Leidenfrost phenomenon", *Phys. Rev. Res.*, Vol. 6, 033287 (2024). <https://doi.org/10.1103/PhysRevResearch.6.033287>
- [54] R. Taylor, C.M. Fowler, R. Rolls, "Isothermal thermal diffusivity of iron oxide", *Int. J. Thermophys.*, Vol. 1, pp. 225-331 (1980).  
<https://doi.org/10.1007/BF00504523>
- [55] J. Slowik, G. Borchardt, C. Köhler, R. Jeschar, R. Scholz, "Influence of oxide scales on heat transfer in secondary cooling zones in the continuous casting process, part 2: determination of material properties of oxide scales on steel under spray-water cooling conditions", *Steel Res. Int.*, Vol. 61, No. 7, pp. 302-311 (1990).  
<https://doi.org/10.1002/srin.199000353>
- [56] T. Akiyama, H. Ohta, R. Takahashi, Y. Waseda, J. Yagi, "Measurement and Modeling of Thermal Conductivity for Dense Iron Oxide and Porous Iron Ore Agglomerates in Stepwise Reduction", *ISIJ Int.*, Vol. 32, No. 7, pp. 829-837 (1992). <https://doi.org/10.2355/isijinternational.32.829>
- [57] M. Takeda, T. Onishi, S. Nakakubo, S. Fujimoto, "Physical Properties of Iron-Oxide Scales on Si-Containing Steels at High Temperature", *Mater. Trans.*, Vol. 50, No. 9, pp. 2242-2246 (2009). <https://doi.org/10.2320/matertrans.M2009097>
- [58] M. Li, R. Endo, M. Akoshima, M. Susa, "Temperature Dependence of Thermal Diffusivity and Conductivity of FeO Scale Produced on Iron by Thermal Oxidation", *ISIJ Int.*, Vol. 57, No. 12, pp. 2097-2106 (2017).  
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2017-301>
- [59] 日本鉄鋼協会, "連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法 : 熱経済技術部会加熱炉小委員会報告(特別報告書 ; no.11)", (1971)
- [60] 西尾・芹沢, "表面付加層の熱伝導性を利用した極小熱流束点温度の制御", *日本機械学会論文集 B 編*, Vol. 53, No. 487, pp. 1061-1064 (1987).  
<https://doi.org/10.1299/kikaib.53.1061>
- [61] 玉利・吉田, "高温静止金属板のスプレー冷却時の熱伝達係数に及ぼす表面性状の影響", *材料とプロセス*, Vol. 8, No. 2, pp. 444 (1995).

- [62] 加藤・原口・川本・渡部, "Ni 含有鋼の冷却特性に及ぼす酸化スケールの影響", *鉄と鋼*, Vol. 83, No. 10, pp. 611-616 (1997).  
[https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.83.10\\_611](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.83.10_611)
- [63] C. Köhler, R. Jeschar, R. Scholz, J. Slowik, G. Borchardt, "Influence of oxide scales on heat transfer in secondary cooling zones in the continuous casting process, part 1: heat transfer through hot-oxidized steel surfaces cooled by spray-water", *Steel Res. Int.*, Vol. 61, No. 7, pp. 295-301 (1990).  
<https://doi.org/10.1002/srin.199000352>
- [64] R. Wendelstorf, K.H. Spitzer, J. Wendelstorf, "Effect of oxide layers on spray water cooling heat transfer at high surface temperatures", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 51, No. 19-20, pp. 4892-4901 (2008).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.01.033>
- [65] M. Chabičovský, M. Hnízdil, A.A. Tseng, M. Raudenský, "Effects of oxide layer on Leidenfrost temperature during spray cooling of steel at high temperatures", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 88, pp. 236-246 (2015).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.04.067>
- [66] E.S.R. Negeed, S. Hidaka, M. Kohno, Y. Takata, "High speed camera investigation of the impingement of single water droplets on oxidized high temperature surfaces", *Int. J. Therm. Sci.*, Vol. 63, pp. 1-14 (2013).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2012.07.014>
- [67] E.S.R. Negeed, S. Hidaka, M. Kohno, Y. Takata, "Effect of the surface roughness and oxidation layer on the dynamic behavior of micrometric single water droplets impacting onto heated surfaces", *Int. J. Therm. Sci.*, Vol. 70, pp. 65-82 (2013).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.03.004>
- [68] B. Hadała, A. Cebo-Rudnicka, A. Radziszewska, "Influence of iron oxide layer on intensification of heat dissipation from the surface of a horizontal plate cooled with a water nozzle", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 204, 123852 (2023).  
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.123852>
- [69] Z. Zhang, J. Li, P.X. Jiang, "Experimental investigation of spray cooling on flat and enhanced surfaces", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 202, 117850 (2022).  
<https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.08.057>
- [70] P. Liu, R. Kandasamy, J.Y. Ho, J. Xie, T.N. Wong, "Experimental study on heat

- transfer enhancement using combined surface roughening and macro-structures in a confined double-nozzle spray cooling system", *Appl. Therm. Eng.*, Vol. 51, No. 1-2, pp. 102-111 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117850>
- [71] X. Zhao, H. Zhang, X. Xi, F. Liu, B. Zhang, "Effect of unidirectional surface roughness on heat transfer performance of spray cooling", *Exp. Heat Transf.*, Vol. 36, No. 1, pp. 96-119 (2023). <https://doi.org/10.1080/08916152.2022.2040653>
- [72] 大久保・西尾, "ミスト冷却の冷却能力の高精度予測に関する研究 : 第1報,伝熱面表面粗さの影響", *日本機械学会論文集 B 編*, Vol. 54, No. 500, pp. 934-937 (1988). <https://doi.org/10.1299/kikaib.54.934>
- [73] J. Lee, "Role of Surface Roughness in Water Spray Cooling Heat Transfer of Hot Steel Plate", *ISIJ Int.*, Vol. 49, No. 12, pp. 1920-1925 (2009). <https://doi.org/10.2355/isijinternational.49.1920>
- [74] Y. Fang, H. Woche, E. Specht, "Influence of surface roughness on heat transfer during quenching hot metals with different nozzles", *Heat Mass Transf.*, Vol. 56, pp. 2355-2365 (2020). <https://doi.org/10.1007/s00231-020-02864-3>
- [75] Deendarlianto, Y. Takata, M. Kohno, S. Hidaka, T. Wakui, A.I. Majid, H.Y. Kuntoro, Indarto, A. Widyaparaga, "The effects of the surface roughness on the dynamic behavior of the successive micrometric droplets impacting onto inclined hot surfaces", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 101, pp. 1217-1226 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.132>
- [76] 藤本・福井・八田, "表面粗さの異なる加熱金属平面に衝突する微小液滴の変形挙動特性", *鉄と鋼*, Vol. 82, No. 12, pp. 975-980 (1996). [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.82.12\\_975](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.82.12_975)
- [77] M. Monde, "Analytical method in inverse heat transfer problem using laplace transform technique", *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 43, No. 2, pp. 3965-3975 (2000). [https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(00\)00040-5](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(00)00040-5)
- [78] 荒井・有働・古瀬, "アルミニウム表面に形成したアルミナ溶射膜の強度評価", *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 72, No. 717, pp. 691-696 (2006). <https://doi.org/10.1299/kikaia.72.691>
- [79] 竹内・山崎・谷・高橋, "アルミナ溶射皮膜の電氣的・機械的特性評価", *日本機械学会論文集 C 編*, Vol. 77, No. 779, pp. 2932-2939 (2011). <https://doi.org/10.1299/kikaic.77.2932>

- [80] 日本熱物性学会, "新編熱物性ハンドブック", (2008)
- [81] 日本機械学会, "伝熱工学資料 改訂第 5 版", (2009)
- [82] N. Hatta, H. Fujimoto, H. Takuda, K. Kinoshita, O. Takahashi, "Collision Dynamics of a Water Droplet Impinging on a Rigid Surface above the Leidenfrost Temperature", *ISIJ Int.*, Vol. 35, No. 1, pp. 50-55 (1995).  
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.35.50>
- [83] D. Richard, C. Clanet, D. Quéré, "Contact time of a bouncing drop", *Nature*, Vol. 417, pp. 811 (2002). <https://doi.org/10.1038/417811a>
- [84] J. Breitenbach, I.V. Roisman, C. Tropea, "From drop impact physics to spray cooling models: a critical review", *Exp. Fluids*, Vol. 59, 55 (2018).  
<https://doi.org/10.1007/s00348-018-2514-3>
- [85] C. Clanet, C. Béguin, D. Richard, D. Quéré, "Maximal deformation of an impacting drop", *J. Fluid Mech.*, Vol. 517, pp. 199-208 (2004).  
<https://doi.org/10.1017/S0022112004000904>
- [86] M. Seki, H. Kawamura, K. Sanokawa, "Transient Temperature Profile of a Hot Wall Due to an Impinging Liquid Droplet", *ASME J. Heat Mass Transfer*, Vol. 100, No. 1, pp. 167-169 (1978). <https://doi.org/10.1115/1.3450494>
- [87] L. Tarozi, A. Muscio, P. Tartarini, "Experimental tests of dropwise cooling on infrared-transparent media", *Exp. Therm. Fluid Sci.*, Vol. 31, No. 8, pp. 857-865 (2007). <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2006.09.005>
- [88] R. Bhardwaj, J.P. Longtin, D. Attinger, "A numerical investigation on the influence of liquid properties and interfacial heat transfer during microdroplet deposition onto a glass substrate", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 50, No. 15-16, pp. 2912-2923 (2007). <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.12.015>
- [89] G. Strotos, N. Nikolopoulos, K.S. Nikas, K. Moustris, "Cooling effectiveness of droplets at low Weber numbers: Effect of temperature", *Int. J. Therm. Sci.*, Vol. 72, pp. 60-72 (2013). <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2013.05.008>

## 図表総覧

- Fig. 1.1 Boiling curve
- Fig. 1.2 Relationships between surface temperature and heat flux based on literature
- Fig. 1.3 Schematic of the cooling method
- Fig. 2.1 Appearance of the specimen with artificial scale
- Fig. 2.2 Overview of the spray cooling test apparatus
- Fig. 2.3 Schematics of air jet cooling test apparatus
- Fig. 2.4 Experimental results for  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature history and (b) heat flux versus interfacial temperature
- Fig. 2.5 Experimental results for  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature history and (b) heat flux versus interfacial temperature
- Fig. 2.6 Experimental results for  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature history and (b) heat flux versus interfacial temperature
- Fig. 2.7 Experimental results for  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  scale specimens presented as (a) interfacial temperature history and (b) heat flux versus interfacial temperature
- Fig. 2.8 Effect of scale thickness on apparent quenching temperatures during spray cooling
- Fig. 2.9 Experimental results for  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as interfacial temperature history
- Fig. 2.10 Experimental results for  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale specimens presented as interfacial temperature history
- Fig. 2.11 Experimental results for  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  scale specimens presented as interfacial temperature history
- Fig. 2.12 Experimental results for  $\text{SiO}_2$  -  $\text{ZrO}_2$  scale specimens presented as interfacial temperature history
- Fig. 2.13 Effect of scale type on interfacial temperature history
- Fig. 2.14 Schematic illustration of temperature distribution during quenching with consideration of the low thermal conductivity scale layer
- Fig. 2.15 Comparison of temperature history between air jet cooling test and simulation
- Fig. 2.16 Modeling of relationship between temperature and heat flux
- Fig. 2.17 Comparison of temperature history at interface between simulation and experiment

- Fig. 3.1 Appearance of the specimen with artificial scale
- Fig. 3.2 Schematics of experimental apparatus for single droplet impingement
- Fig. 3.3 Relationship between heating temperature of specimen and droplet temperature
- Fig. 3.4 Schematics of the droplet impingement surface
- Fig. 3.5 Schematics of the droplet temperature calculation model
- Fig. 3.6 Calculation result of the temperature change of a water droplet from nozzle to specimen surface
- Fig. 3.7 Exemplary droplet behaviors in bouncing and deposition regimes
- Fig. 3.8 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 50-60  $\mu\text{m}$
- Fig. 3.9 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 90-110  $\mu\text{m}$
- Fig. 3.10 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 140-160  $\mu\text{m}$
- Fig. 3.11 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto each surface with scale thickness of 180-210  $\mu\text{m}$
- Fig. 3.12 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto SUS304 without a scale layer
- Fig. 3.13 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto surfaces with  $\text{Al}_2\text{O}_3$  scale layers of 100  $\mu\text{m}$  thickness
- Fig. 3.14 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto surfaces with  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  scale layers of 120  $\mu\text{m}$  thickness
- Fig. 3.15 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto surfaces

with  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  scale layers of  $120\text{ }\mu\text{ m}$  thickness

Fig. 3.16 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto surfaces with  $\text{SiO}_2\text{-ZrO}_2$  scale layers of  $110\text{ }\mu\text{ m}$  thickness

Fig. 3.17 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of surface temperature for droplets impacting onto SUS304 without a scale layer

Fig. 3.18 Experimental results of non-dimensional contact time and maximum spreading ratio as a function of contact temperature for droplets impacting onto each surface

Fig. 3.19 Experimental results for  $\text{SiO}_2\text{ - ZrO}_2$  scale layer of  $50\text{ }\mu\text{ m}$  thickness presented as interfacial temperature history

Fig. 3.20 Experimental results for SUS304 presented as surface temperature history

Fig. 3.21 Theoretical contact temperature calculated using Eq. (3.12) over the surface temperature for each surface

Fig. 3.22 Theoretical surface temperature calculated using Eq. (3.12) over the droplet temperature for each surface

Fig. 4.1 3D laser scanning microscopy images of shot-blasted surfaces

Fig. 4.2 Details of samples fabricated by laser processing

Fig. 4.3 Overview of the spray cooling test apparatus for laser-processed specimens

Fig. 4.4 Experimental results for specimens with  $R_a$  from  $3.0$  to  $20.1\text{ }\mu\text{ m}$  at  $400\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$

Fig. 4.5 Experimental results for specimens with  $R_a$  from  $3.0$  to  $20.1\text{ }\mu\text{ m}$  at  $700\text{ L}/(\text{m}^2\cdot\text{min})$

Fig. 4.6 Effect of surface roughness on quenching temperatures

Fig. 4.7 Effect of surface roughness on cooling rate at surface temperature

Fig. 4.8 Experimental results of temperature history during natural cooling

Fig. 4.9 Effect of surface roughness on emissivity

Fig. 4.10 Experimental and invers analysis results for specimens during air jet cooling

Fig. 4.11 Comparison of temperature histories between experiment and simulation

Fig. 4.12 Determination of heat transfer coefficients through heat transfer calculations during air jet cooling

- Fig. 4.13 Experimental results for specimens with micropillared (100-10-100) and No pillar during spray cooling at  $54 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$
- Fig. 4.14 Experimental results for specimens with various micropillar heights and No pillar during spray cooling at  $54 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$
- Fig. 4.15 Experimental results for specimens with various micropillar widths and No pillar during spray cooling at  $54 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$
- Fig. 4.16 Schematic illustration of thermal conduction and thermal resistances
- Fig. 4.17 Relationships between air volumetric flux and Biot number during air jet cooling
- Fig. 4.18 Comparison of temperature histories under spray cooling and air jet cooling
- Fig. 4.19 Schematic model of two-stage quenching and thermal history for micropillared during spray cooling
- Fig. 4.20 Schematic illustration of heat conduction model around micropillar
- Fig. 4.21 Effect of micropillar height on quench temperatures during spray cooling at  $54 \text{ L}/(\text{m}^2 \cdot \text{min})$
- 
- Table 1.1 Factors affecting cooling characteristics
- Table 2.1 Surface conditions of specimen
- Table 2.2 Experimental conditions of spray cooling test
- Table 2.3 Experimental conditions of air jet cooling test
- Table 3.1 Surface conditions of specimen
- Table 3.2 Thermal properties of each specimen
- Table 3.3 Experimental conditions of single water droplet impingement
- Table 3.4 Calculation conditions for the temperature change of a droplet
- Table 4.1 Surface condition of shot-blasted specimen
- Table 4.2 Micropillar design parameters
- Table 4.3 Measurement results of micropillar
- Table 4.4 Experimental conditions of spray cooling test for shot-blasted specimens
- Table 4.5 Experimental conditions of air jet cooling test for shot-blasted specimens
- Table 4.6 Experimental conditions of spray cooling test for laser-processed specimens