

鉄鋼冷却伝熱評価手法の改良と
連続鋳造二次冷却プロセスのフラットスプレー
非定常冷却特性
(要約版)

2022年3月

佐賀大学大学院工学研究科
システム創成科学専攻

仁井谷 洋

1. 序論

製鉄プロセスの製鋼工程は、溶銑予備処理、転炉および二次精錬工程で成分を調整した鋼を、連続铸造機により所定の断面形状で連続的に铸造凝固させ、スラブ・ビレット・ブルームなどの半製品を製造する。連続铸造機は Fig. 1-1 に示す通り、取鍋(レードル)で運搬されてきた溶鋼をタンディッシュに受けて、製品に応じた断面形状の銅鑄型に注入する。銅鑄型は一次冷却設備と呼ばれ、ここでまず表層 10~20 mm 程度の凝固シェルを形成させる。表層が凝固した鑄片は、ロールで保持しながら引き抜かれ、スプレー冷却で徐々に内部まで凝固させる。ローラーエプロンの隙間からスプレー冷却する設備を二次冷却設備という。

250 mm 厚程度の厚みの鑄片を製造する一般的な中厚スラブ連铸機では、機内完全凝固の為 400 kJ/kg 程度の熱を奪う必要があり、4 t/min の生産能力を持つマシンではおよそ 25 MW もの膨大な熱を徐熱し続ける必要がある。冷却能力とコスト、環境負荷への観点から、二次冷却では循環水を用いたスプレー冷却が用いられる。冷却スプレーには水のみを噴射する一流体スプレーと、圧縮空気と混合シストにして鑄片へ液滴を噴射する二流体スプレーがある。制御可能水量範囲の最大値/最小値で表されるターンダウン比は、一流体スプレーでは 3 倍程度で、水量が少なくなると噴射角が小さくなってしまふ特性がある。一方二流体スプレーでは一度圧縮空気でもストにしてから、空気とともにノズルから噴射させるため、10~20 倍程度ターンダウン比で使うことが出来、またノズル先端の吐出孔が大きいことから詰まりにくい特徴がある。機内の搬送速度である铸造速度の変動や、鋼種の特性によって大幅に冷却能力を調整する必要のある連続铸造機では、二流体スプレーが広く用いられている。

連続铸造設備の主たる役割は溶鋼を凝固させることだが、溶鋼凝固シェル界面周辺で発生する内部割れや表面割れを防止する必要もある。連続铸造鑄片の欠陥には Fig. 1-2 に示

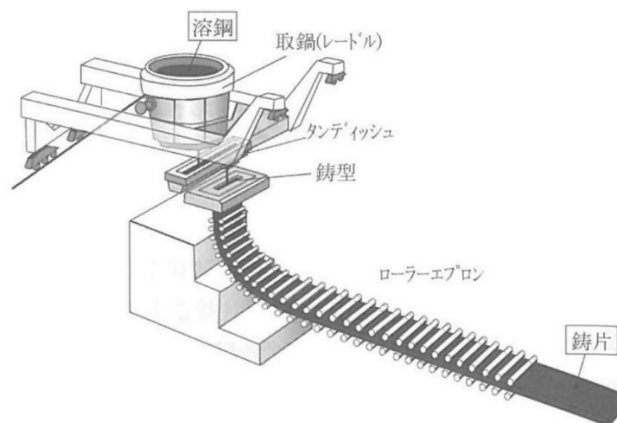


Fig. 1-1 連続铸造機¹⁾

¹⁾ The 1st volume “Ironmaking and Steelmaking” Handbook of Iron and Steel 5th edition ed. by ISIJ, Letter press, Hiroshima, (2014), 412, 422, 424, 426. (in Japanese)

す様々な割れが挙げられる。主に二次冷却帯の冷却制御に関連する割れは、Fig. 1-2 の 1, 5, 6 の内部割れ, 9, 10 の表面横割れおよびコーナー割れである。これらの割れは、例えば垂直部・湾曲部・水平部を有する垂直曲げ連鋳機では、曲げ部と、特に曲げ戻し部で発生する。内部割れは曲げ戻しの時の凝固シェルが厚く強固であると抑制できるため、一般に低速鋳造、強冷却によって防ぐことができる。一方表面割れは、主に 700~900 °C の III 領域と呼ばれる温度域で、ひずみが付与された場合発生する。III 領域の脆化は ($\alpha + \gamma$) 二相域や γ (オーステナイト) 単相で発生する。Fig. 1-3 の ($\alpha + \gamma$) 二相域高温部の縦線ハッチングで示す領域で、組織図(イラスト)の形態の通り、 γ (オーステナイト) 粒界に発生した軟質な初析 α (フェライト) に歪が集中し、破断する。 γ 単相では Nb, Ti, V などの微小添加元素の炭窒化物が γ 粒界に析出し、微小析出物を起点としてボイドが発生、成長、連結し破断に至る。横割れの一般的な抑制方法は、高速鋳造かつ二次冷却を緩冷却で操業することである。III 領域の温度域より高い温度で大きなひずみの掛かる曲げ戻し部を通過できれば割れを抑制できる。

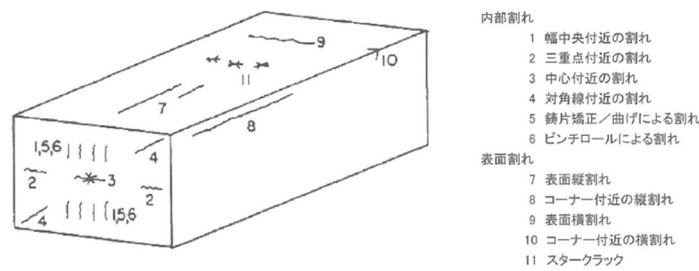


Fig. 1-2 連続鋳造鑄片の代表的な欠陥例²⁾

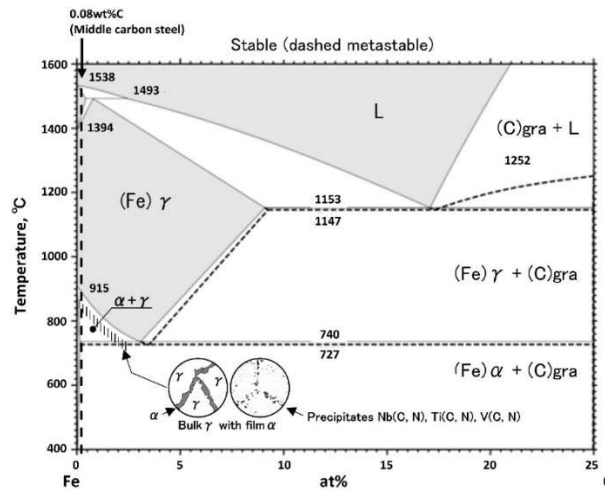


Fig. 1-3 Fe-C 平衡状態図³⁾

²⁾ Y. Ito, T. Kato, A. Yamanaka and T. Watanabe: *Tetsu-to-Hagané*, **89**(2003), 1023. (in Japanese)

³⁾ Binary Alloy Phase Diagrams, II Ed., Ed. T.B. Massalski, **1**(1990), 842-848.

以上の通り内部割れと表面割れの解消方法は相反する関係にあり、二次冷却工程ではこのジレンマと向き合い緻密な制御が行われている。

これに対し、Fig. 1-4 に示す通り、鋳片の表層のみを一度 600 °C程度^{2),4)}まで急冷し、再度 1050 °C²⁾, 1100 °C⁴⁾, まで復熱させたいうで、通常III領域の脆化温度域となる 800 °C前後で引張試験を実施したところ、延性が改善されたとの報告がある^{2),4)}。この手法は SSC (Surface Structure Control) 冷却と名付けられている。この手法を Nb, V, Ni などを含有する横ひび割れ感受性の高い厚板鋼種に適用すると割れの抑制が報告されている。

SSC 冷却法では、急冷後に全断面を例えば 1050 °C, 1100 °C, もしくは鋼種によって依存する適切な温度に復熱させることが求められる。しかし連続鋳造機の二次冷却帯に通常加熱設備は無く、溶鋼の潜熱によってこの温度履歴を実現する必要があるが、実際には大変難しく、急冷時の冷却時間を最小限にして熱を奪う範囲を表面から最低限の領域に限定すること、正確に 600 °Cか鋼種上求められる温度に到達させて必要以上に熱を奪わないことによって、鋳片に十分な熱量を残す必要がある。その為には非常に精密な冷却制御が求められる。

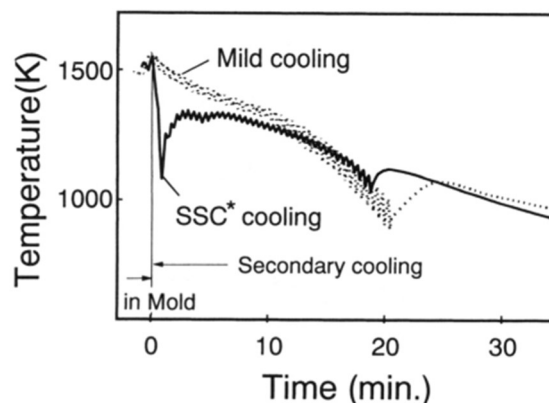


Fig. 1-4 Two representative temperature profiles measured at 5 mm below the surface.
(*: Surface Structure Control (SSC) cooling)²⁾

複雑な連続鋳造機で冷却速度を上げるため冷却水量を更に上げ、ターンダウンを拡大することは大きなコストとなるため、冷却能力の高い核沸騰冷却の活用が期待される。一方連続鋳造において核沸騰冷却挙動は解明されておらず、精密な冷却制御の為には冷却特性の解明が必要である。

連続鋳造の二次冷却帯で取り扱う温度は鋳型直下で最も高く、鋳型の長さや鋳造速度に依存するが、高い場合 1200 °C前後である。下限温度はIII領域を上方に回避する緩冷却操作の場合、曲げ戻し部で 900 °C前後となり、水平部で徐々に温度が低下する。ただし水平部以

⁴⁾ U. H. Lee, T. E. Park, K. S. Son, M. S. Kang, Y. M. Won, C. H. Yim, S. K. Lee, I. Kim and D. Kim: *ISIJ Int.*, **50** (2010), 540.

降は熱が伝わり中心まで凝固させることが目的であり、通常はさほど精密な冷却制御は行われず、この 1200～900 °Cの領域の温度制御が中心である。伝熱面が非常に高温である為、スプレー水による伝熱の状態は通常“膜沸騰”となる。一方で上述の SSC 冷却や割れ感受性が低く、生産性を高めるため冷却強度を高めたい場合 600 °Cか、それ以下の温度まで冷却する場合がある。この場合“遷移沸騰”，“核沸騰”の伝熱状態となることがあり、非常に複雑である。

鑄造速度は機内で完全凝固する範囲で選択され、250 mm 厚前後の一般の中厚連鑄機では 3.0 m/min が世界最速⁵で、50 mm 厚の薄スラブでは 8 m/min が達成されている⁶。様々な鋼種を作り分ける通常の中厚連鑄機では、0.5～2 m/min の範囲が一般的である。

鑄片は Fig. 1-5 の通り支持ロールで支えられるため、ロールの間からフラットスプレーなどの散水幅の広いスプレーで冷却する構造となり間欠冷却となる。ロール支持が密に配置される理由は、鑄片の凝固シェルに掛かる 10 m 以上のマシン高さに相当する静圧によって、鑄片が膨れ上がることを抑制する為である。また連続鑄造機は上述の通り鑄造速度(=通板速度)が遅いため、スプレー直下で冷却される時間が長い。このため Fig. 1-に示すようにスプレー冷却による温度降下と、スプレー範囲外の放冷時の復熱を繰り返す、温度変動の大きい冷却挙動となることが知られている。

以上の通り、連続鑄造は、高温で温度範囲が広く、低速で通板され、断続冷却になる特徴がある。

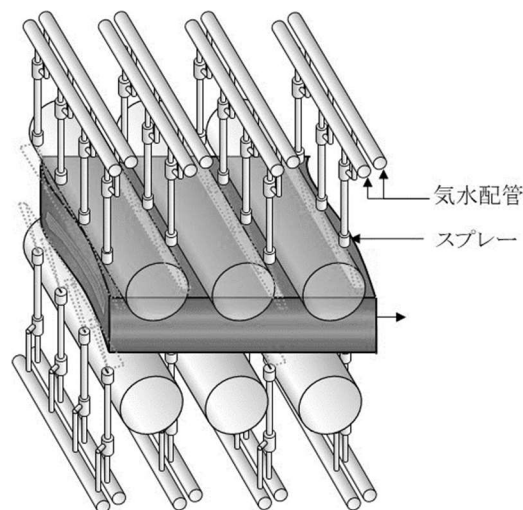


Fig. 1-5 連続鑄造の二次冷却スプレー配置

⁵ Y. Ito, T. Murai and Y. Miki: *JEF Technical report*, 28 (2016), 48.

⁶ H. Kikuchi, T. Murakami, M. Hanao, M. Oka, M. Kawa: *AISTech 2000 Steelmaking Proceedings*, (2000) PR-060-023.

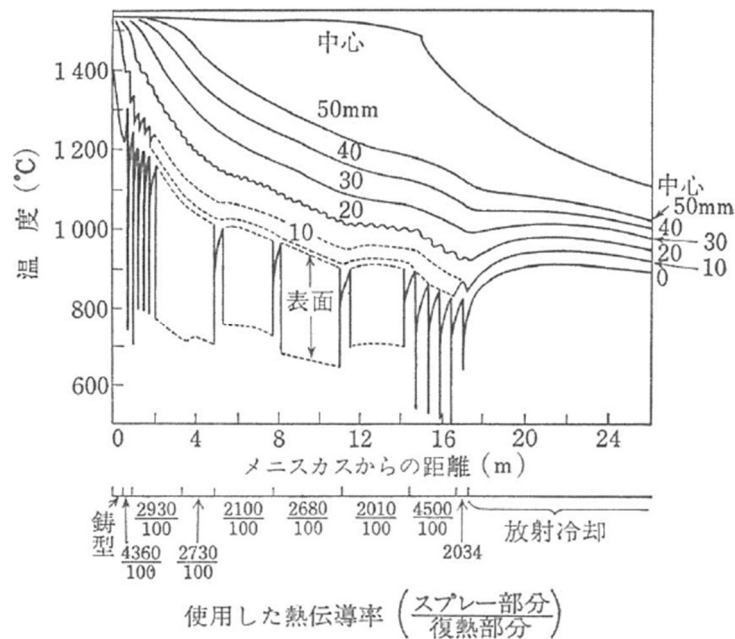


Fig. 1-6 スプレー帯での鋳片の温度変化に及ぼす断続冷却の影響²⁾

液体の飽和温度以上の伝熱面上で水などの液体による沸騰冷却し、領域を含む壁面過熱度と表面熱流束の関係を表したものを沸騰曲線と言ひ、Fig. 1-7 に示す通り、N字型の非線形特性を示す。沸騰曲線は Nukiyama⁷⁾によって発見されて以降数多くの研究が行われている。Fig. 1-7 の沸騰曲線は B-D 間の核沸騰域、D-G 間の逆勾配領域の遷移沸騰域、G-F の膜沸騰域に分けられる。一般に連続鋳造では高温の膜沸騰域で冷却されるが、本報では核沸騰

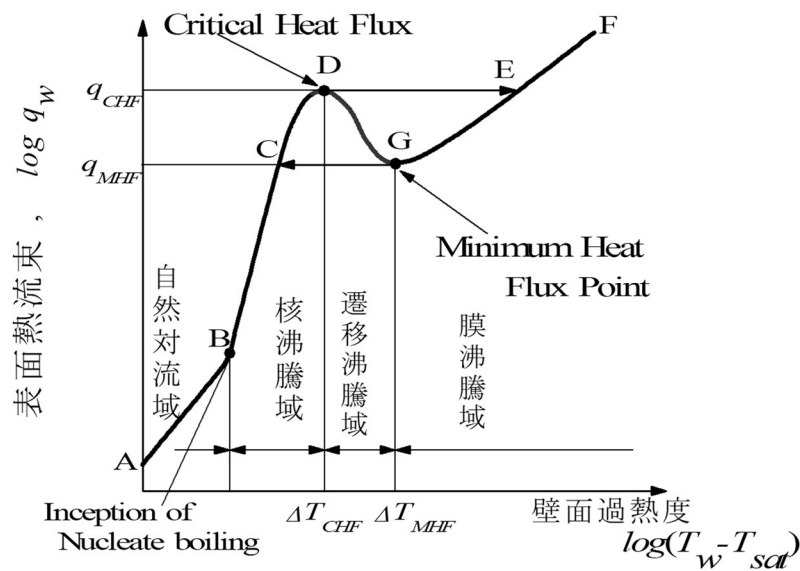


Fig. 1-7 沸騰曲線

⁷⁾ S. Nukiyama: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **37-206** (1934),367.

の活用を視野に入れるため、全沸騰領域を取り扱う。

沸騰伝熱特性は様々な因子によって影響を受ける。Fig. 1は沸騰曲線全体への影響を表しており、流速(流量)とサブクール度はほぼ全ての領域に影響するが、粗さや圧力は特に核沸騰へ影響を与えることが示されている⁸⁾。Table 1-1の通り被冷却材の特性を中心に整理されており⁹⁾、熱拡散率が小さく、濡れ性が大きいと膜沸騰域の最小温度は高くなるとされている。また、そのほか鉄鋼の沸騰伝熱に関する研究は数多くあり、様々な制御因子や外乱因子が沸騰曲線に与える影響は幅広く調査されている。制御可能なスプレーに関する因子として、(a)水量密度¹⁰⁾や(b)衝突圧力^{11),12),13)}、(c)液滴径^{14),15)}や(d)液滴速度¹³⁾、(e)板上水の厚さ¹⁵⁾が影響を与えることが知られている。また制御不能かその他の要因で決定してしまう外乱因子として、(f)水温^{14),16),17),18)}、(g)スケールの厚さ^{19),20)}や(h)鋼種に依存する性状^{21),22)}、(i)表面粗さ^{19),23)}や(j)濡れ性²⁴⁾、(k)冷却面の向き²⁵⁾、(l)移動速度²⁶⁾など様々な要因に沸騰曲線は影響される。

上述の(g)、(h)、(i)、(j)は鋼とそれ以外の材料を比較する場合重要であるが、鉄鋼の連続製造操業上は特殊な鋼種を除きあまり変化しないと考えられる。また(k)冷却面の向きは、細かな制御を必要としない水平上面で2倍程度の冷却能になるが、それ以外はあまり変化がない²³⁾。従って、(a)~(e)のスプレーに関する因子と、(f)水温、(l)移動速度が操業上重要となる。

(f)水温は、冷却特性を支配する影響因子である。二次冷却水はスケールピット、冷却塔を経て一般に循環使用される。冷却塔である程度の水温制御は行われるが、コストとの兼ね合いから、水温は定期修理後立上げ時と安定操業時、夏季と冬季で大きく変動する。この水温

⁸⁾ 沸騰熱伝達と冷却、日本機械学会編、日本工業出版、東京、(1997)、12。

⁹⁾ H. Ohkubo, R. Miyakoshi and H. Kamegaya: *CAMP-ISIJ*, **24**(2011), 646。

¹⁰⁾ H. Ohkubo and S. Nishio: *Tetsu-to-Hagané*, **79**(1993), 497. (in Japanese)

¹¹⁾ M. Mitsutsuka: *Tetsu-to-Hagané*, **91**(2005), 685. (in Japanese)

¹²⁾ Y. Haraguchi and T. Sasaki: *CAMP-ISIJ*, **18**(2005), 1252. (in Japanese)

¹³⁾ R. Yamamoto and Y. Serizawa: *CAMP-ISIJ*, **18**(2005), 418.

¹⁴⁾ H. Fujimoto, N. Hatta, H. Asakawa and T. Hashimoto: *ISIJ-Int.*, **37**(1997), 492

¹⁵⁾ M. Nakaseko: *47th Proceedings of National Heat Transfer Symposium*, G133(2010), 93.

¹⁶⁾ Y. Serizawa and R. Yamamoto: *CAMP-ISIJ*, **18**(2005), 419.

¹⁷⁾ N. Nakata and M. Nakaseko: *CAMP-ISIJ*, **21**(2008), 1153.

¹⁸⁾ K. Murata and S. Nishio, *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 55.

¹⁹⁾ S. Nishio and M. Uemura: *J. The Heat Treatment*, **23**(1983), 260.

²⁰⁾ H. Fukuda, N. Nakata, H. Kijima, T. Kuroki, A. Fujibayashi, Y. Takata and S. Hidaka: *Tetsu-to-Hagané*, **100**(2014), 1514.

²¹⁾ T. Katou, Y. Haraguchi, M. Kawamoto and T. Watanabe: *Tetsu-to-Hagané*, **83**(1997), 611.

²²⁾ T. Kato, Y. Ito, Y. Haraguchi, A. Yamanaka: *Tetsu-to-Hagané*, **90**(2004), 237.

²³⁾ J. Lee: *Int-ISIJ*, **49**(2009), 1920.

²⁴⁾ R. Sakai, et al.: *The Proceedings of the Thermal Engineering Conference*, 0083(2019), 19-303.

²⁵⁾ M. Kogita, K. Ayata and K. Nakayama: *CAMP-ISIJ*, **9**(1996), 216.

²⁶⁾ Y. Mitsutake and M. Monde: *CAMP-ISIJ*, **26** (2016), 544.

は特に MHF 温度に対し強い影響を与えることが知られており、水温が 1 K 上昇した場合、Nakaseko¹⁵⁾によれば、Fig. 1-9 の通り MHF 点が 3~4 K 低下、Nishio et al.¹⁹⁾によれば MHF 点が 8.38 K 低下することが示されている。

(1)移動速度は鋼種や前後工程との生産速度調整などのためたびたび変化するが、濡れ開始温度に強い影響を与えることが示されている。

Table 1-1 Effects of factors⁹⁾

Nomenclature	Surface Parameters						Mist Flow Parameter
	Thermal properties →decreases	Surface roughness	Surface wettability →increase	Cooling rate →increase	Dimensions →bigger	Surface orientation	Droplet Flow Parameters →increases
	β [-] α [m/s]	H [mm] P/H [-]	θ [deg.]	$\rho c_p \dot{q}$ [kJ/m ² K]	d [mm]	θ [deg.]	D [m ³ /m ² s]
Minimum Temperature of High-Temperature Region [ΔT_M , K]	◎	△	◎	×	×	×	$D \leq D_c$: negligible $D > D_c$: → increases $D_c = 0.0009 m^3 / (m^2 s)$
Heat Transfer Coefficient in High-Temperature Region [h_f , W/m ² K]	○	△	×	○	○	○	◎

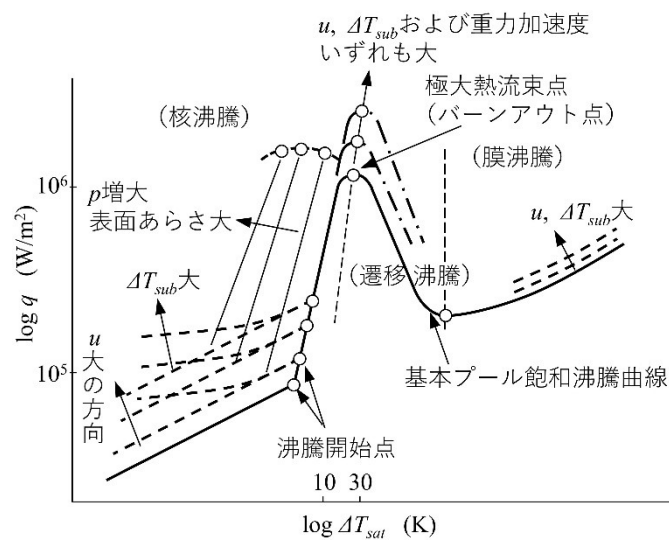


Fig. 1-8 沸騰伝熱の様子(数字は常圧の水)

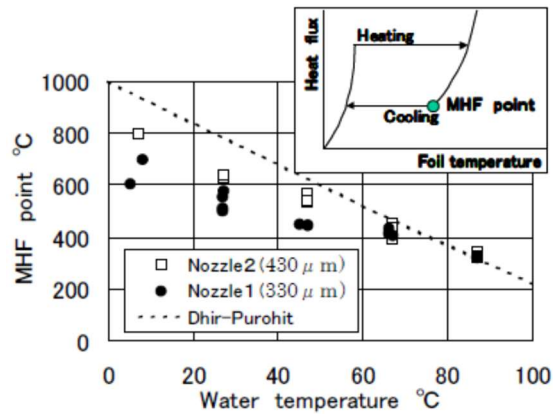


Fig. 1-9 スプレー冷却のMHF点¹³⁾

連続鋳造二次冷却プロセスにおいて SSC 冷却や高速鋳造(生産性向上)のための強冷却を指向する場合, 核沸騰冷却の活用は有効な手段であり, 膜沸騰域からの沸騰遷移を経て核沸騰への移行を支配するMHF温度(とそれに関連するクエンチ温度, 濡れ開始温度)の特性は大変重要なパラメータである. 一方で, 連続鋳造の特徴である, 高温, 低速移動, 断続冷却条件での実験は, Kato et al.²²⁾がインゴットをオシレーションさせたスプレーで冷却した実験があるが, 非常に文献が少なくよく知られていない. 従って, 連続鋳造条件を模した各影響因子を考慮した定量化が必要である.

2. 目的

前述のとおり従前の研究で得られた知見を踏まえて、本研究では連続鋳造二次プロセスへの核沸騰冷却適用により高精度な強冷却制御を実現するために不可欠となる2つの大きな技術的課題の解決を目標とし、それぞれの達成目標を箇条書きで示す。

逆問題解析手法の確立

- 鉄鋼冷却のクエンチ実験で伝熱特性評価に不可欠となる非定常熱伝導逆問題の解析的解法を適用する鋼材試験片固有の測温位置や解析パラメータの推奨値を選定する。
- 鉄鋼冷却プロセスの伝熱特性の実験的評価で不可欠となる平板・円筒などの単純形状試験片に対して、従前の Laplace 変換を用いた定物性非定常熱伝導逆問題の解析手法に変換温度法を適用して変物性に起因する非線形項をより厳密に取り扱う表面温度・表面熱流束の評価方法を提案する。
- 温度範囲が広く熱物性変動の大きい鋼材冷却条件で変換温度法を適用した逆問題解析の精度検証を行い、その推定誤差限界を明らかにする。

連続鋳造二次冷却の沸騰熱伝達全領域に亘る伝熱特性の解明

- 操業中の実機での測定が困難な連続鋳造過程の非定常スプレー沸騰冷却伝熱特性を模擬する中空高温回転面上のスプレー沸騰冷却によるラボ実験評価手法を確立する。
- 中空円筒試験片を用いた二流体フラットスプレー冷却実験評価手法を用いて、連続鋳造の特徴である、①高温の幅広い温度範囲、②低速通板、③スプレー直下の通過に伴う断続冷却の条件に対して、膜沸騰から遷移沸騰を経て核沸騰に至る沸騰熱伝達の全領域について、以下の冷却特性を明らかにする。
 - (a) 移動高温面上の冷却特性
 - (b) 移動速度の影響
 - (c) 水温・水量の影響

3 高温鋼材非定常冷却実験のための逆問題解析手法

鋼材冷却は冶金的な要請から高い冷却速度が求められ、近年は超ハイテン製造のため熱処理工程において 1000 K/s に達する強冷却²⁷⁾がプラントとしても採用されている。また本研究対象の連続鋳造工程においても、局所的に 5 kW/m²K を超える高熱伝達率が示されており²⁸⁾装置開発においては極めて高い冷却能力の解析が必要である。

3.1 非定常冷却実験における表面熱伝達評価

非定常冷却実験では、一般的に試験片の内部点の測定温度から未知の表面温度と熱流束を逆算する必要がある。推定方法として、集中熱容量モデルによる近似解法と熱伝導逆問題解法の 2 つがある。

集中熱容量法は、試験片の熱伝導率が大きく、寸法が小さいまた熱伝達率が小さい場合、非定常冷却中の試験片の内部温度分布は空間的にほぼ一定となる。すなわち、式(3-1)で定義される無次元数である Biot 数が $Bi < 0.06$ を満足すれば、不均一温度分布の誤差は数%以下と見なせるため³⁰⁾、エネルギー保存式は常微分方程式(3-3)で記述できる。

$$Bi = \frac{h_w \cdot L_c}{\lambda} \quad (3-1)$$

ここで L_c は等価長さであり、物体の体積 V を表面積 A で除した式(3-2)で与えられる。

$$L_c = \frac{V}{A} \quad (3-2)$$

$$q_w = \frac{\rho V c_p}{A} \frac{dT}{dt} \quad (3-3)$$

しかし、鉄鋼材料の熱伝導率 λ は高々 30 W/mK 程度と小さく、水冷の場合熱伝達率 h_w が大きいと、板厚が薄いなどの限られた状況を除き集中熱容量モデルは適用外となる。そこで、鋼材の非定常冷却実験では、一般に熱伝導逆算法が用いられる。

例えば Beck³¹⁾が提案した推定法に代表される探索的な手法がある^{32),33)}。これらの手法は、未知の表面熱流束を変化させながら、固体内部測定点の温度推定誤差を表す評価関数(残

²⁷⁾ D. Delaunay, E. Magadoux and S. Mehrain; *Iron & Steel Technology*, **11**(2014), No.2, 74.

²⁸⁾ Y. Ito, T. Murai, Y. Miki, M. Mitsuzono and T. Goto: *ISIJ Int.*, **51**(2011), 1454.

²⁹⁾ M. Raudensky, M. Hnizdil, J. Y. Hwang, S. H. Lee and S. Y. Kim: *Materials and Technology*, **46** (2012), 311.

³⁰⁾ Y. Ito, T. Murai, Y. Miki, M. Mitsuzono and T. Goto: *ISIJ-Int.*, **51**(2011), 1454.

³¹⁾ J. V. Beck: *Int. J. Heat and Mass Transfer*, **13**(1970), 703.

³²⁾ K. Fukuda and T. Ariyoshi: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), 869.

³³⁾ T. Otsuka and S. Ito: *Tetsu-to-Hagané*, **102** (2016), 29.

差)が最小になるように反復計算を行う数値解法である。一方、解析的解法に基づく逆算法として、Monde et al.³⁴⁾が提案したラプラス変換法を用いた解法がある。本手法は厳密解法のため、反復計算なしに温度・熱流束が数式で得られ、温度測定誤差やノイズに対する解の安定性の点でも優れている。一方、解析的解法のため、定物性の平板や円筒などの単純形状に対象が限定される。ただし、クエンチに伴う不規則な”実測”の温度変化に対して測定点の温度変化を”近似式”で与える必要がある。逆問題解析精度は、近似式の精度に依存するため、(1)小時間区分で分割近似する改良版時間区分法³⁵⁾および、(2)測定温度変化を低次の時間の半値多項式($t^{1/2}$ の多項式)で表現して³⁶⁾高い精度の近似式が解析に適用されている。

ここで、定物性一次元熱伝導逆問題³⁷⁾を定義する。Fig.3-1 に示す熱物性が均質一定な平板内部の x_1, x_2 の 2 点の測定温度履歴から表面 $x = 0$ での境界条件を推定する典型的な一次元非定常熱伝導逆問題を考える。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad ; (0 \leq x \leq L_x) \quad (3-4)$$

$$t = 0 ; T = T_0 \quad ; (0 \leq x \leq L_x) \quad (3-5)$$

$$x = x_1 ; T = T_1(t) \quad (3-6)$$

$$x = x_2 ; T = T_2(t) \quad (3-7)$$

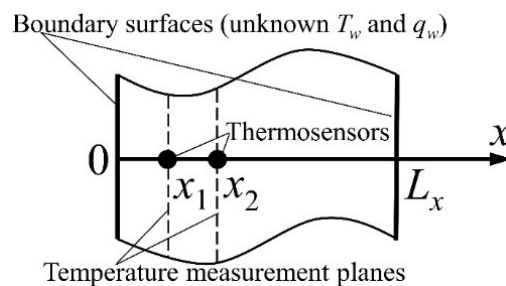


Fig. 3-1 Calculation domain of one-dimensional inverse heat conduction problem and temperature measuring positions in a finite solid

3.2 ラプラス変換を用いた一次元非定常熱伝導逆問題の解析解

熱伝導方程式(3-4)を一様温度 T_0 の初期条件式(3-5)と 2 点の内部温度履歴の境界条件式(3-6), (3-7)の下で解く。式(3-4)の両辺にラプラス変換を施すと 2 階常微分方程式(1-12)が得られる。ここでは原関数にチルダ(\sim)を付加してラプラス変換後の像関数を表記する。像関数

³⁴ M. Monde, Y. Mitsutake, T. Shiki and T. Nishimoto: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **66**-642 B (2000),519.

³⁵ P.L.Woodfield, M.Monde and Y.Mitsutake : *int. J. Heat and Mass Transfer*, **49** (2006),2864.

³⁶ M. Monde, W. Liu, H. Arima, Y. Mitsutake and J.A. Hammad: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **68**-671 B (2002),2093.

³⁷ M. Monde, Y. Mitsutake, T. Shiki and T. Nishimoto: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **66**-642 B (2000),519.

は、ラプラス演算子 s を独立変数とする複素関数である。式(3-8)の一般解は式(3-9)で与えられる。

$$\frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial x^2} = \frac{s}{a} \tilde{T}(s, x) - \frac{1}{a} T_0 \quad (3-8)$$

$$\tilde{T} = \frac{1}{s} T_0 + A e^{x\sqrt{\frac{s}{a}}} + B e^{-x\sqrt{\frac{s}{a}}} \quad (3-9)$$

式(3-6),(3-7)を与える各計測位置 x_1, x_2 の温度履歴 $T_k(t)$ ($k=1, 2$) は、初期温度 0 を基準温度とする温度履歴 $f_k(t)$ を用いて式(3-10)で表した後、ラプラス変換を施すと式(3-11)を得る。 $f_k(t)$ は測定温度履歴を近似する時刻の半値多項式 ($t^{1/2}$ の多項式) で与えられる。式(3-11)を式(3-9)に代入して未定定数 A, B を消去し、 $\sinh x = (e^x + e^{-x})/2$ を用いて整理すると、温度分布の逆問題解式(3-12)を得る。なお、熱伝導方程式と境界条件の線形性から T_0 の値の相違は温度基準の相違だけで解の導出過程に影響しないので、以後の展開は、 $T_0 = 0$ として記述する。

$$T_k(t) = f_k(t) + T_0 \quad (k=1, 2) \quad (3-10)$$

$$\tilde{T}_k(s) = \tilde{f}_k(s) + \frac{1}{s} T_0 \quad (3-11)$$

$$\tilde{T}(s, x) = \tilde{f}_1(s) \frac{\sinh\left\{(x_2 - x)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}}{\sinh\left\{(x_2 - x_1)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}} - \tilde{f}_2(s) \frac{\sinh\left\{(x_1 - x)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}}{\sinh\left\{(x_2 - x_1)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}} \quad (3-12)$$

また、熱流束は Fourier 則に基づき式(3-12)を x で微分した温度勾配を適用すると式(3-13)で表すことができる。

$$\frac{\tilde{q}(s, x)}{\lambda} = \tilde{f}_1(s) \frac{\sqrt{\frac{s}{a}} \cosh\left\{(x_2 - x)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}}{\sinh\left\{(x_2 - x_1)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}} - \tilde{f}_2(s) \frac{\sqrt{\frac{s}{a}} \cosh\left\{(x_1 - x)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}}{\sinh\left\{(x_2 - x_1)\sqrt{\frac{s}{a}}\right\}} \quad (3-13)$$

複素平面上での厳密解式(3-12), (3-13)は \tilde{f}_k と双曲線関数の分数式(以後カーネル関数と呼ぶ)との積で与えられる。これらをラプラス逆変換して時間領域での温度 $T(t, x)$, 熱流束 $q(t, x)$ の厳密解が得られるが、先ず実測の温度履歴である $f_k(t)$ をラプラス変換するためには t の関数で与える必要があり、 \tilde{f}_k とカーネル関数との積は複雑な関数形でラプラス変換表を用いた逆変換は不可能となる。Monde et al.³¹⁾ は $f_k(t)$ およびカーネル関数を級数展開した後、項別に変換表を用いてラプラス逆変換を行い時間領域での厳密解を求める手法を提案している。同手法を用いたラプラス逆変換を施すと時間領域での温度 $T(t, x)$, 熱流束 $q(t, x)$ の厳密解は、式(3-

14), (3-15)で与えられる.

$$T_n(t_n, x) = \sum_{j=1}^{N_{corr}} \left\{ \sum_{m=-1}^N \frac{C_{m,j,1,n} \{t_n - (t_{o,j})_n\}^{m/2}}{\Gamma(m/2+1)} - \sum_{m=-1}^N \frac{C_{m,j,2,n} \{t_n - (t_{o,j})_n\}^{m/2}}{\Gamma(m/2+1)} \right\} \quad (3-14)$$

$$\frac{q_n(t_n, x)}{\lambda} = \sum_{j=1}^{N_{corr}} \left\{ \sum_{m=-1}^N \frac{D_{m,j,1,n} \{t_n - (t_{o,j})_n\}^{m/2}}{\Gamma(m/2+1)} - \sum_{m=-1}^N \frac{D_{m,j,2,n} \{t_n - (t_{o,j})_n\}^{m/2}}{\Gamma(m/2+1)} \right\} \quad (3-15)$$

温度・熱流束の厳密解式(3-14), (3-15)は, 座標位置 x に表面 $x = 0$ を代入して表面温度・表面熱流束が評価するだけでなく, 任意の $x \in [0, L_x]$ を代入して内部の温度・熱流束変化も評価できる. ただし, 測温点からの距離が離れるに従い逆問題解の推定精度は一般に劣化する.

Woodfield et al.³²⁾は時間区間の温度履歴に対して複数の半値多項式($t^{1/2}$ の多項式)を重ね合わせて近似精度を向上させる改良時間区分法を提案している. Fig. 2 に示すように時間区間幅 Δt_{decay} を重複する N_{corr} 個の小区間: $[(t_{o,1})_n, t_n + \Delta t_{min}/2] \cdots [(t_{o,j})_n, t_n + \Delta t_{min}/2] \cdots [(t_{o,N_{corr}})_n, t_n + \Delta t_{min}/2]$ に対するそれぞれの近似式を重ね合わせて精度を改善する. ただし, 時間を過去に遡るほど温度履歴が現在に及ぼす影響が小さくなる熱伝導固有の性質に基づき, 重複させる j 番目の小区間の始点 $(t_{o,j})_n$ は, 式(3-16)で表されるように, 区間幅が公比 $r (< 1)$ の単調減少等比数列に設定し, 時刻が推定時刻 $t_n (= n\Delta t)$ に近づくにつれて, より多くの小区間を重ねて近似精度を高める. N_{corr} 個の各小区間の近似式は式(3-17)で表される.

$$(t_{o,j})_n = t_n - \Delta t_{decay}(1-r)^{j-1} \quad (3-16)$$

$$f_{k,n}(t) = \sum_{j=1}^{N_{corr}} f_{j,k,n} \quad (3-17)$$

$$f_{j,k,n}(t) = \begin{cases} \sum_{i=0}^N \frac{b_{i,j,k,n} \{t - (t_{o,j})_n\}^{i/2}}{\Gamma(i/2+1)} & ; t \geq (t_{o,j})_n \\ 0 & ; t < (t_{o,j})_n \end{cases} \quad (3-18)$$

近似式を重ね合わせる小区間数 N_{corr} は, 区間幅が Δt_{min} を下回らない最大の整数値に設定する. Δt_{min} は任意に設定可能な最小時間区間幅で, 式(3-18)で示す N 次の半値多項式の未定係数を決定するには $N+1$ 個以上のデータが必要なため, $\Delta t_{min} \geq (N+1)\Delta t$ (Δt は温度履歴サンプリング周期)の下限值制約がある.

式(3-17)において近似式の係数 $b_{i,j,k,n}$ は測温点番号 k 毎に $j=1$ の小区間より順々に求めるが, その計算のアルゴリズムは以下の手順を時間ステップ毎に繰り返し実行する.

- ① $j = 1$ の小区間 $[(t_{o,1})_n, t_n + \Delta t_{min}/2]$ の測定温度に対して最小二乗法で近似式 $f_{1,k,n}(t)$ の係数 $b_{i,1,k,n}$ を求める.
 - ② $j = 2$ の小区間 $[(t_{o,2})_n, t_n + \Delta t_{min}/2]$ での前ステップの近似式の残差 $R_{k,2}(t) = f_{k,n}(t) - f_{1,k,n}(t)$ に対して最小二乗法で $f_{2,k,n}(t)$ の係数 $b_{i,2,k,n}$ を求める.
- 以後, $j = 3 \sim N_{corr}$ まで②と同様の計算を繰り返す.

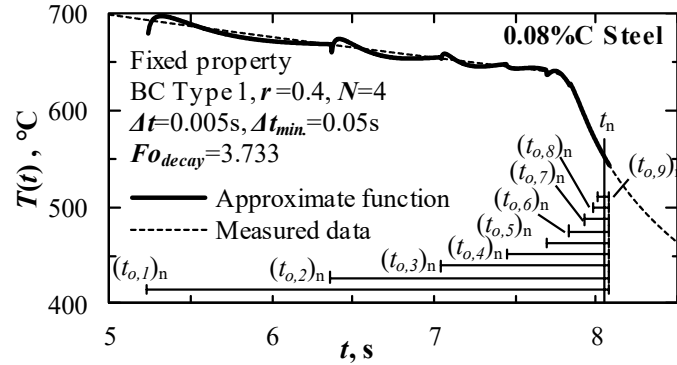


Fig. 3-2 Approximation and measurement data of $x = 1$ mm for time range of $[(t_{o,1})_n, t_n + \Delta t_{min}/2] = [5.235 \text{ s}, 8.080 \text{ s}]$.

3.3 変換温度法による非線形熱伝導逆問題解析法

Fig.3-1 の一次元非定常熱伝導逆問題に対する変物性の熱伝導方程式を式(3-19)に示す.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right); (0 \leq x \leq L_x) \quad (3-19)$$

式(3-19)に対して変換温度法を適用する. 変換温度 F は基準温度 T_d と基準温度における熱伝導率 λ_d を用いて以下の式(3-20)のように定義される. 計算を簡単にするため, 基準温度 $T_d = 0 \text{ }^\circ\text{C}$, $\lambda_d = \lambda(T = 0 \text{ }^\circ\text{C})$ とする.

$$F = \int_{T_d}^T \frac{\lambda}{\lambda_d} dT \quad (3-20)$$

式(3-20)を T で微分すると, 実温度 T と変換温度 F の換算は式(3-21)で表すことができる.

$$\frac{\partial F}{\partial T} = \frac{\lambda(T)}{\lambda_d} \quad (3-21)$$

熱流束は, フーリエ則を用いると, F の温度勾配を用いて式(3-22)で表される.

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial F} \frac{\partial F}{\partial x} = -\lambda_d \frac{\partial F}{\partial x} \quad (3-22)$$

Fig. 3-3 に示す Al 脱酸の 0.08%C 炭素鋼 (以下炭素鋼) と SUS304 に対する熱伝導率³⁸⁾の温度依存性を用いると, T から F への温度換算は Fig. 3-4 で与えられる.

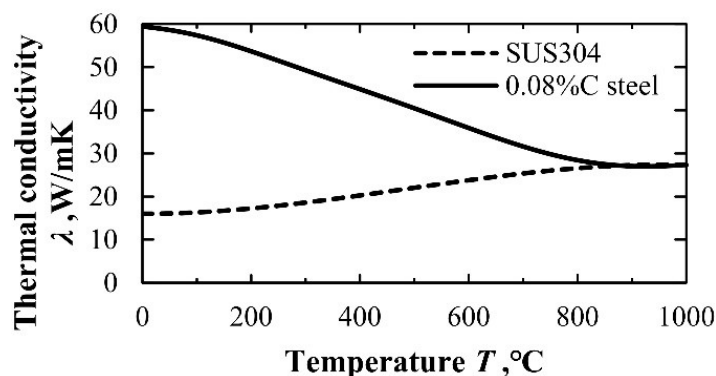


Fig. 3-3 Temperature dependence of thermal conductivity³⁵⁾.

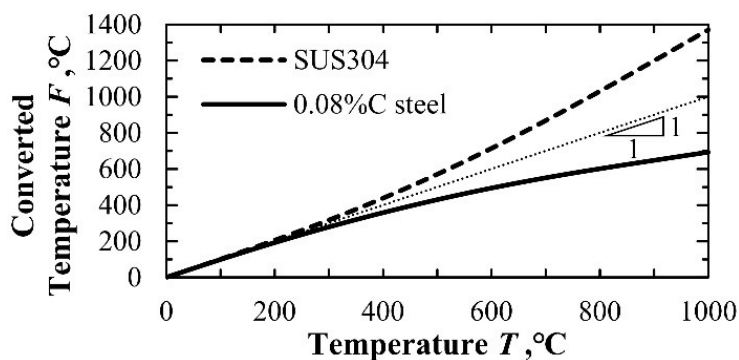


Fig. 3-4 Converted temperature.

$T=0\text{ }^{\circ}\text{C}$ と較べて高温で熱伝導率が上昇する SUS304 ($d\lambda/dT < 0$)と低下する炭素鋼($d\lambda/dT > 0$)では変換温度の増減傾向が反対となることが分かる. 式(3-20)を用いて式(3-19)を変換すると, 非線形項が解消された線形方程式(3-23)に変換することが出来る.

$$\frac{\partial F}{\partial t} = a(T(x, t)) \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad (3-23)$$

$$a(T) = \frac{\lambda(T)}{\rho(T)c_p(T)} \quad (3-24)$$

なお, 温度伝導率 a は式(3-24)に示すように温度依存性が存在し, 均質一定と見做すことができない. 検証で用いる炭素鋼および SUS304 の温度依存性³⁵⁾は Fig. 3-の通りで, 特に炭素

³⁸⁾ Heat transfer experiment and calculation algorithm in a continuous reheating furnace, ISIJ, Tokyo, (1971), 80.

鋼では 0 ~ 700 °C の範囲で 4 倍以上も変動する大きな温度依存性を示す。本手法では定物性逆問題と同様に各時刻での表面直近 x_1 の測定温度に基づく a の値を評価する。そして、表面から測温点までの逆問題解析領域の a を代表値で一定とおいて解析するため、変物性の取り扱いの厳密さには課題を残す。しかし、式(3-19)の右辺と左辺に含まれる物性値 ρc_p と λ の変物性の影響を定量的に評価したところ、 λ の変物性の影響が支配的であり、変換温度法により式(3-19)右辺の非線形性が排除できれば、逆解析精度の大幅な向上が期待できることが分かった。なお、変換温度熱伝導方程式(3-23)は定物性熱伝導方程式(3-8)と同形となるため、変換温度 F (式(3-20)) に対する逆問題の解析解は、式(3-14)、(3-15)で与えられる、

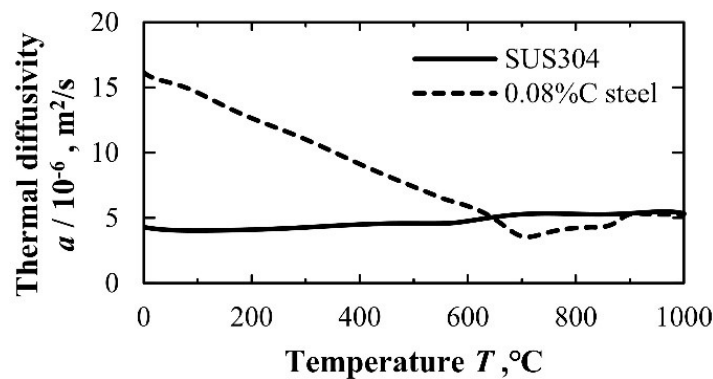


Fig. 3-5 Temperature dependence of thermal diffusivity³⁵⁾

3.4 鋼材冷却実験に対する逆解析推定精度の評価

前節で示したラプラス変換を用いた熱伝導逆問題解析手法では、熱伝導方程式は式(3-4)のように定物性の線型方程式として扱い、熱物性の温度依存項を無視している。しかし、鉄鋼材料は扱う温度と変動幅が大きく熱物性の温度依存性が顕在化するため、熱伝導方程式の熱物性の非線形項の影響が顕著となることが予測される。本手法は比較的小さい冷却速度の高温鋼材の冷却の解析にも用いられている^{39),40)}が、高温域の強冷却時の伝熱評価に適用するに当たり、温度依存性が推定解に及ぼす影響とクエンチ温度履歴に対する近似精度の検証が必要である。ただし、実際の鋼材冷却では境界条件となる沸騰伝熱特性が未知なため、実験データによる逆算結果の精度検証は一般に困難となる。

そこで、定物性或いは変物性の非定常熱伝導順問題解析の境界条件として、想定した3つの鋼材冷却の沸騰曲線に対する鋼材内部温度履歴をそれぞれ数値計算で求めた。実測値の代わりに既知の境界条件に対する内部温度履歴から推定した表面温度、表面熱流束、沸

³⁹⁾ H. Fukuda, N. Nakata, H. Kijima, T. Kuroki, A. Fujibayashi, Y. Takata and S. Hidaka: *Tetsu-to-Hagané*, **100**(2014), 1514.

⁴⁰⁾ Y. Umehara, T. Okawa and K. Enoki: *Tetsu-to-Hagané*, **105** (2019), 1050.

騰曲線に及ぼす種々の解析パラメータの影響を評価し、まず初めに鋼材のクエンチ実験に特化したパラメータの最適値を定めた。さらに、定物性の逆解析解で熱物性の温度依存性を簡易的に取り扱う手法が適用できる計測条件を明らかにした。

3. 4. 1 数値解析による逆問題解析パラメータの検証

逆問題解析手法の推定精度は、既知の境界条件での検証が必要である。しかし、境界条件の真値が不明な実験データでは、精度検証が不可能なので、規定した境界条件に対する非定常熱伝導解析で得られた内部温度履歴を用いた数値実験により、逆問題解析の推定精度を検証する。鉄鋼材料に対する近似式パラメータおよび測温位置の感度解析を実施する。

一次元変物性の非定常熱伝導方程式(3-4)を Patanker⁴¹⁾のコントロールボリューム法で離散化した差分方程式を解いて内部温度を求めた。冷却開始の初期温度 $T_0 = 950\text{ }^\circ\text{C}$ 、冷却水温度 $T_l = 20\text{ }^\circ\text{C}$ 、板厚 $L_x = 10\text{ mm}$ とし、Al脱酸の0.08%C炭素鋼(以後、単に炭素鋼と記す)とSUS304の2鋼種を対象とし、報告されている高温物性値³⁵⁾を用いた。変態潜熱は比熱として扱われる。境界条件は、スケールが存在しない $x = 0$ の冷却面上で Fig.3.5 に示す沸騰曲線を与え、裏面 $x = 10\text{ mm}$ は断熱条件とした。Fig. 3-3.5 の沸騰冷却特性は、膜沸騰域、遷移沸騰域、限界熱流束域、核沸騰域、单相熱伝達域の表面熱伝達率を表面温度の折れ線関数で表現し、各領域の熱伝達率および温度域を変えて、強冷却、中冷却、緩冷却の条件を模擬した Type 1, Type 2, Type 3 の3つの冷却条件で検証する。検証結果は最も逆解析条件が厳しくなる Type 1 での結果を代表例として提示する。

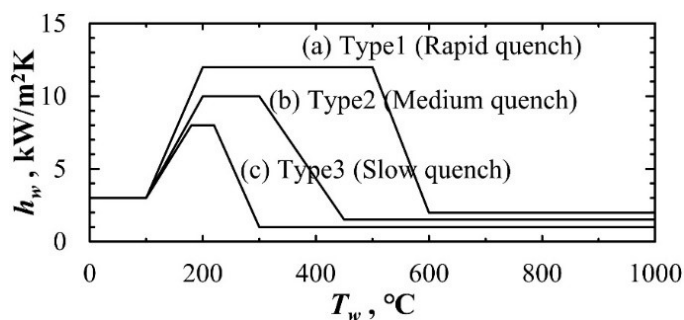


Fig. 3-5 Boundary condition (Postulated boiling curves)

(1) 最小時間幅が近似式品質と逆問題解析結果に与える影響

最速冷却速度の Type 1 炭素鋼の $x_1 = 1\text{ mm}$, $x_2 = 2\text{ mm}$ での温度変化を用いて、最小時間幅 Δt_{min} が逆解析結果に与える影響を検証する。Fig. 3-6(a)に表面温度 T_w の推定値と真値との比較、 T_w の推定値から真値を差し引いた絶対誤差 ΔT_{err} を示す。Fig. 3-6(b)に表面熱流束 q_w の

⁴¹⁾ S. V. Patanker: Computation of Conduction and Duct Flow Heat Transfer, CRC Press, Boca Raton, (1991).

推定値と真値との比較を示す。

Fig. 3-6 (a)より T_w の誤差 ΔT_{err} は、 $\Delta t_{min} = 0.1$ s 以下で最大 6 K 程度だが、0.5 s では 53 K と非常に大きい。一方、Fig. 3-6(b)での q_w の推定精度も同様で、 $\Delta t_{min} = 0.1$ s 以下ではほぼ真値と一致する結果が得られている。なお、 Δt_{min} を 0.1 s から 0.05 s に小さくしても T_w の推定精度の改善に差は見られないが、 q_w では精度の向上が見られる。境界条件 Type 1 においてクエンチ発生後の熱流束の急上昇に要する時間は 0.15 s だが、その 1/2 程度の Δt_{min} を設定すれば、概ね表面上の非定常現象を逆解析で再現できることが分かった。

Fig. 3-6(b)のピーク熱流束発生時刻 ($t = 7.85$ s 近傍)に着目すると、 Δt_{min} をいくら小さくしても熱流束のピーク検出時刻に 0.015 s の遅れが発生することが分かった。この遅れは、表面から測温点までの温度波の伝播遅れが原因となる。これより短い周期の温度振動が表面で発生しても、測温点での検出が不可能なためである。従って、最小時間幅 Δt_{min} は対象となる表面温度変動の速さに応じた時間分解能と測温位置から決まる最小予測時間の大きいほうを目安に設定すれば良い。つまり、高速現象を逆解析で捉える場合には、その速さに応じて表面からの測温点の深さ位置とその温度履歴を近似式で再現できるサンプリング周期を適切に選定する必要がある。

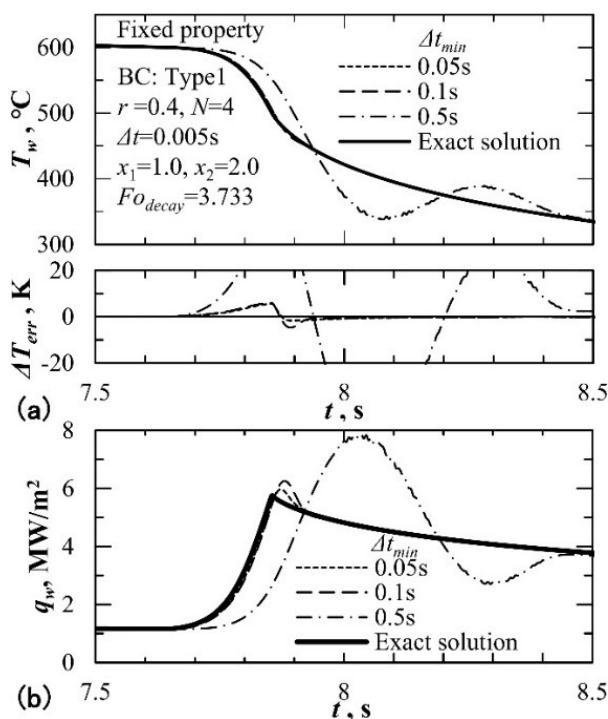


Fig. 3-6 Effect of minimum time window size Δt_{min} on inverse solution for each Δt_{min} of (a) Surface temperature T_w and estimated error ΔT_{err} and (b) Surface heat flux q_w .

(2) 半値多項式の最高次数 N が近似式品質と逆問題解析結果に与える影響

Type 1 (強冷却), 炭素鋼の $x_1 = 1 \text{ mm}$, $x_2 = 2 \text{ mm}$ での温度変化を用いて, 近似式の最高次数 $N = 1 \sim 4$ が逆解析結果に及ぼす影響を Fig. 3-に示す. $N > 1$ では最小時間幅 Δt_{min} 未満の変化も解像可能である. 同じデータサンプリング数から最も良い精度で解析するパラメータを明確にするため, Δt_{min} は取りうる最も小さい値である $(N+1)\Delta t$ とした. Fig. 3-(a)は, T_w の推定値と真値との比較, T_w の推定値の絶対誤差 ΔT_{err} を示し, Fig. 3-(b)は q_w の推定値と真値との比較を示す.

N に関わらず T_w , q_w の推定値は真値と比較的良好一致を示すが, 低次の近似式では T_w の推定結果に時間遅れが顕著となる. N の増加により時間遅れは解消されるが, $N = 3$ 以上で改善効果は飽和し, ΔT_{err} は最大 6 K となる. ただし, 真値に対する推定結果の最大偏倚を示す時刻 7.85 s での冷却速度は 1419 K/s と非常に速いため, 5 ms の時間遅れで 7 K の温度誤差を生じることを指摘しておく. 一方, $N = 3, 4$ での q_w は 5~10 ms 程度の時間遅れで真値に追従しているが, 最大熱流束付近でオーバーシュートを生じている. 温度変化が非常に速いクエンチ現象を捉える場合でも, 半値多項近似式の最高次数は少なくとも $N = 3$ で十分であることが分かった. 本研究で提示する逆問題解析は, 特に断りがない限り $N = 4$ での結果とする.

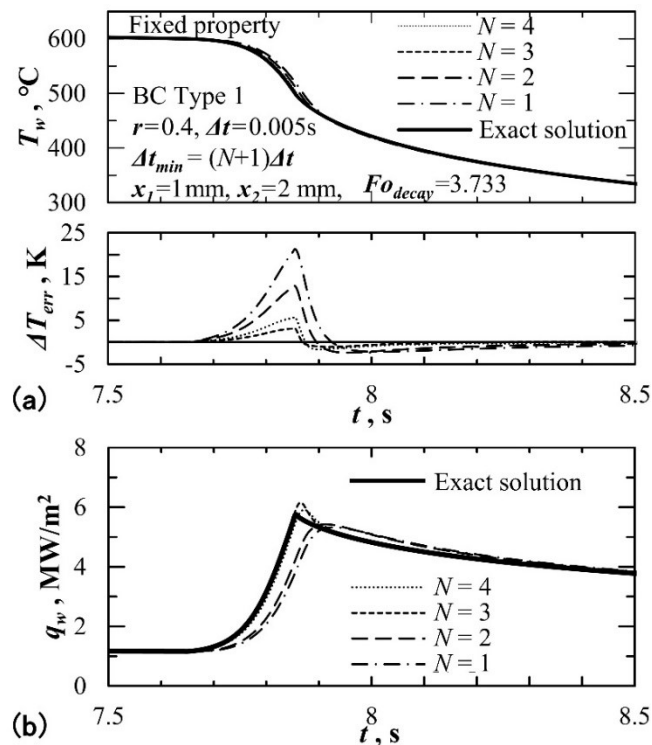


Fig. 3-7 Effect of maximum order of polynomials N on inverse solution for each N of (a) Surface temperature T_w and estimated error ΔT_{err} and (b) Surface heat flux q_w

(3) 測温位置の影響

Type 1, 炭素鋼の条件で測温点間距離 $x_2 - x_1 = 1.0 \text{ mm}$ に固定して x_1 を変化させたときに逆解析結果が受ける影響を Fig. 3-8 に示す. Fig. 3-8(a)は, T_w の推定値と真値との比較, T_w の絶対誤差 ΔT_{err} を示し, Fig. 3-8(b)は q_w の推定値と真値との比較を示す.

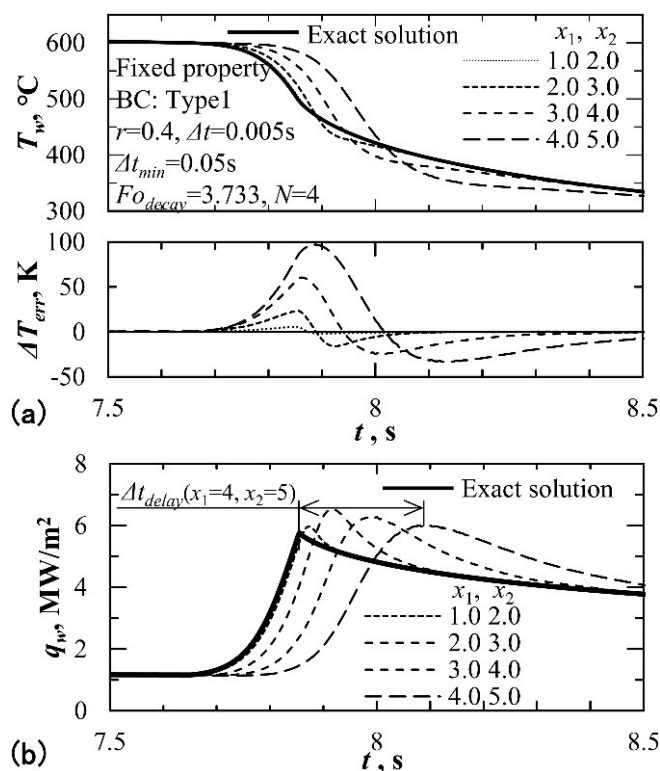


Fig. 3-8 Effect of sensor depths x_1, x_2 of (a) Surface temperature T_w and estimated error ΔT_{err} and (b) Surface heat flux q_w .

Fig. 3-8 より x_1 が表面から離れるに従い, 真値に対する推定値 T_w と q_w の時間遅れが顕著となる事が分かる. 時間遅れの程度を評価するため, 限界熱流束(ピーク熱流束)到達時刻の遅れを Δt_{delay} と定義し, Δt_{delay} を x_1^2 で整理した結果を Fig. 3-1 に示す. 図中の直線は, 式(3-25)の関係式を示す. 式(3-25)は表面温度が $t = 0$ で突然変化するときの半無限固体の非定常熱伝導の厳密解で評価される x_1 の位置で初期温度から 1% ($= 0.01$) の温度変化が検出可能となる最小予測時間 $\Delta t_{delay, min}$ の関係を示す.

$$\text{erfc}\left(\frac{x_1}{\sqrt{2a\Delta t_{delay, min}}}\right) = 0.01 \quad (3-25)$$

Fig. 3-1 より逆解析での極大値検出時間遅れ Δt_{delay} は, $\Delta t_{delay, min}$ とほぼ一致することが分か

る。つまり、表面温度変化が測定位置の深さ x_1 で検出可能となる Δt_{delay} と温度伝導率 a に応じて式(3-25)に基づき適切に選定する必要がある。

Fig. 3-2 に $x_1 = 1.0$ mm に固定し、 x_2 の位置のみ変化させた時の測温点間距離が逆解析結果に及ぼす影響を示す。 x_2 が 4.0 mm 以上の深さ、つまり測温点間隔が 3.0 mm では T_w にハンチングが生じ、 $x_2 = 5.0$ mm では q_w が負にアンダーシュートするなど推定精度の劣化が顕著となる。これは、 x_2 の測温点が表面および x_1 から離れるに従い、表面からの温度波の伝達時間遅れが顕著となり、 x_1 と x_2 での温度変動の位相差が増大するためである。

以上より、測温位置 x_1, x_2 は表面温度変動が伝搬するまでの最小予測時間(式(1-37))を決定づける重要なパラメータであり、最も厳しい急冷条件となる Type 1 での評価では、 $x_1 = 1$ mm および x_1 と x_2 の測温点間隔を 3.0 mm 以下に選択することが推奨される。

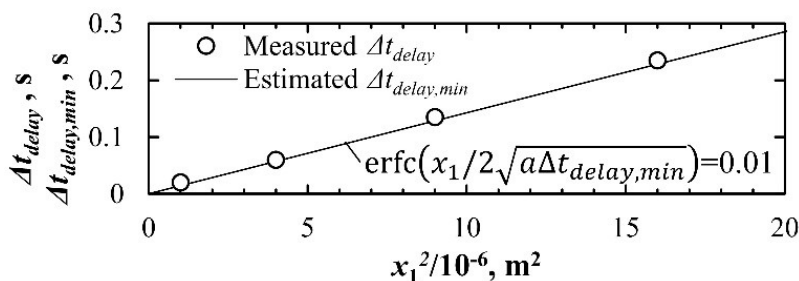


Fig. 3-1 CHF detection delay time in an inverse solution.

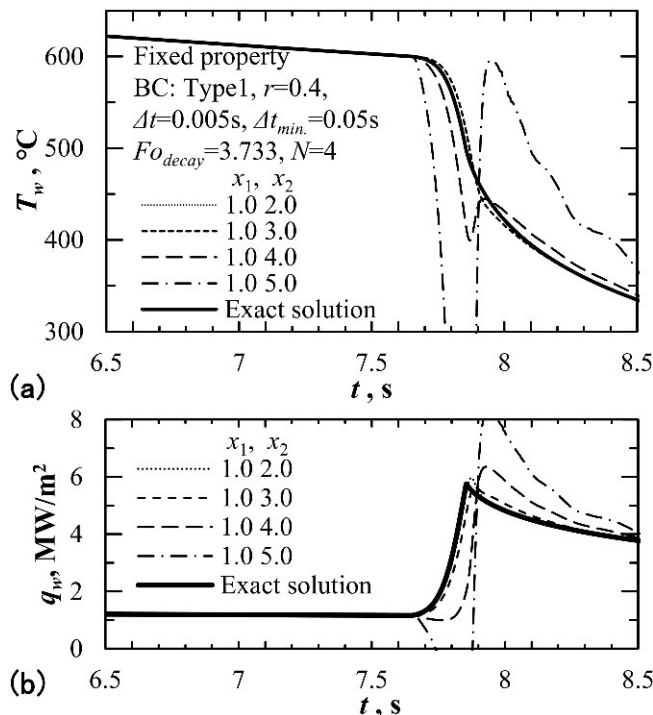


Fig. 3-2 Inverse solution for each x_2 of (a) Surface temperature T_w and (b) Surface heat flux q_w .

3. 4. 2 逆問題解析精度に及ぼす変物性の影響パラメータの検証

Fig. 3-の Type 1~Type 3 の 3 つの境界条件に対する順問題解析結果に基づき逆解析の推定精度を検証する. ただし, 対象鋼種を 0.08%C 炭素鋼と SUS304 の 2 種類とし, 定物性と変物性の各条件で解析を行った. 近似関数決定に必要なパラメータは, 前節での検討結果を反映させて $\Delta t = 0.005$ s, $\Delta t_{min} = 0.05$ s, $Fo_{decay} = 3.733$, $N = 4$, $x_1 = 1.0$ mm, $x_2 = 2.0$ mm とした.

(1) 定物性逆問題解析の推定誤差

Fig. 3-10, Fig. 3-11 に 0.08%C 炭素鋼と SUS304 に対する定物性に対する逆解析結果を示す. それぞれ境界条件 Type 1~Type 3 における定物性と変物性条件での逆解析で再現された沸騰曲線を真値と比較した結果を示す. 定物性の逆解析結果は鋼種に関わらず最大熱流束付近でのオーバーシュートを除いて真値とほぼ一致する. 一方, 変物性の結果は, 定物性の場合と同様にオーバーシュートを示すが, 炭素鋼では真値に対して過大評価, SUS304 は過小評価側の推定結果を与える. これらの推定精度の低下は, 支配方程式での変物性の影響を簡易的に取り扱っているためである. また, 変物性条件での予測値の偏倚は, 最大の冷却速度となる Type 1 で最も大きく, 冷却が緩慢となる Type 3 では小さくなるのが分かる.

精度が最も低下する限界熱流束の推定値の相対誤差を炭素鋼に対して評価すると, Type 1 の急冷条件で最大の 26%を示し, Type 2 では 10%, Type 3 では 3%まで縮小する. 非定常沸騰冷却実験では, 再現性や測定の不確かさによって誤差が数 10%に達することもあるため, 一般的に 10%程度の誤差は許容される. 従って, Type 2 条件で達成される限界熱流束 3.45 MW/m² 以下となる遅い冷却速度条件では, 簡易的な変物性評価を用いた逆算法を用いても実用上許容できる推定精度は得られるが, それ以上の非定常熱流束が予測される沸騰冷却条件では 10%を超える誤差が発生するため, 定物性の逆解析は適用でないことが分かる.

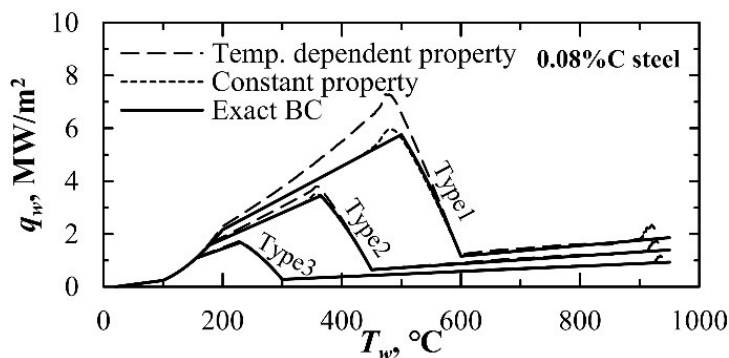


Fig. 3-10 Comparison of the inverse solution for 0.08%C steel.

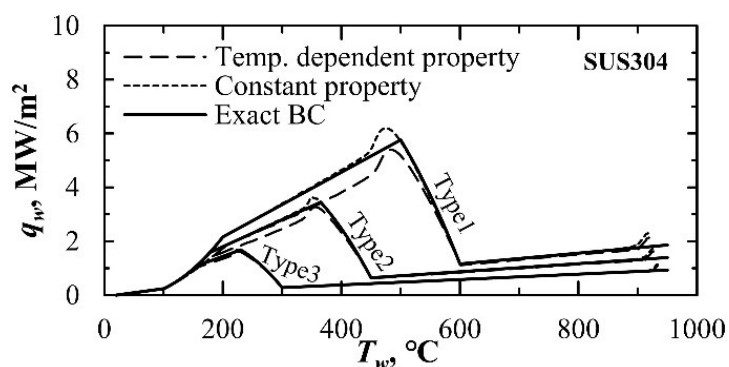


Fig. 3-11 Comparison of the inverse solution for SUS304.

(2) 温度変換法を用いた変物性逆問題解析の推定誤差

Type-1,2,3 に対する変換温度法と定物性に対する表面熱伝達率 h_w の推定結果とその推定誤差を表面温度で整理した結果をそれぞれ Fig. 3-3, Fig. 3-4 に示す. 定物性逆解析解を用いた簡易的変物性の取り扱いでは, 高熱伝達率領域での誤差が顕著で, Type 1,2 の境界条件の最大熱流束域で炭素鋼, SUS304 のいずれも厳密解から大きく外れた値となった. 一方, 変換温度法を用いた逆解析手法では, 冷却開始の初期温度 $T_0 = 950$ °C近傍の冷却開始直後と急冷開始直後でオーバーシュートのため最大 10%以上の誤差を示すが, その他は概ね厳密解と一致し, 従来手法と比べ大幅に逆解析解の精度が向上することが分かる. 各水準の表面温度 100~950 °C間の熱伝達率推定誤差の標準偏差 σ_{h_w} を Table 3-1 に示す. 急冷条件の Type 1 で特に誤差の改善が顕著で, 炭素鋼では誤差は 1/7 以下となった. また, Type 1 の最大熱流束域での急冷条件は炭素鋼で最大 840 K/s, SUS304 で 1750 K/s の表面冷却速度に達する. このような急速冷却条件での鋼材の変物性に対しても, 温度変換法の有効性が確認できた. なお, 冷却開始直後の誤差は, 逆問題固有の特性が原因である. すなわち表面温度変化が測温点位置まで十分伝わるまでは境界条件の変化が推定できないためである.

Table 3-1 Standard deviation of estimated relative errors.

Analysis method	Steel grade	σ_{h_w} [kW/m ² K]		
		Type 1	Type 2	Type 3
Present method	0.08%C steel	0.096	0.036	0.019
	SUS304	0.156	0.120	0.068
Simple method ⁴⁾	0.08%C steel	0.691	0.210	0.052
	SUS304	0.925	0.421	0.113

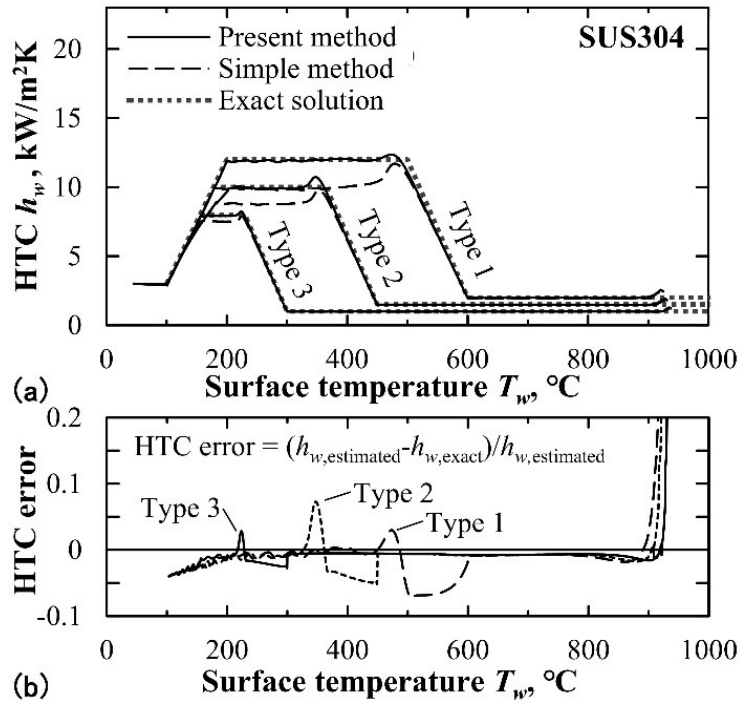


Fig. 3-3 (a) Comparisons of the estimated surface heat transfer coefficients h_w with the exact solutions, and (b) relative error of h_w estimated with the present method for 0.08%C killed steel.

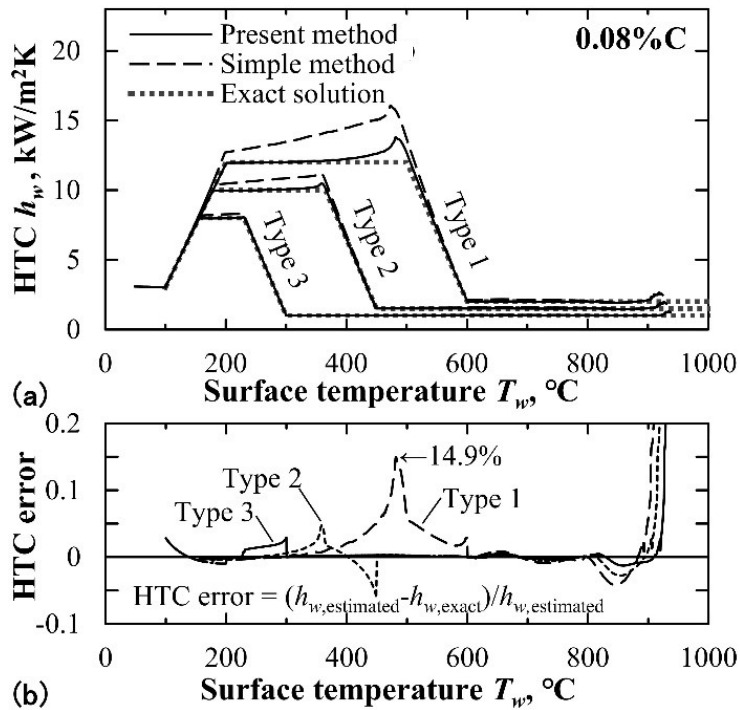


Fig. 3-4 (a) Comparisons of the estimated surface heat transfer coefficients h_w with the exact solutions, and (b) relative error of h_w estimated with the converted temperature method for SUS304.

4. 移動高温面上のフラットスプレー冷却特性

4.1 実験装置

Fig. 4-1, Fig. 4-2 に実験装置主要部の全体図と写真を示す。実験装置は、冷却水供給装置、高温中空ローター試験片を搭載した試験台車、および計測装置から構成される。本試験ではタンク1から冷却水を、エアコンプレッサーから圧縮空気を、二流体フラットスプレーノズルへ供給した。水温はローター表面で所定の温度になるようヒーターもしくは投込み冷凍機を使ってタンク内の液温を調整した。

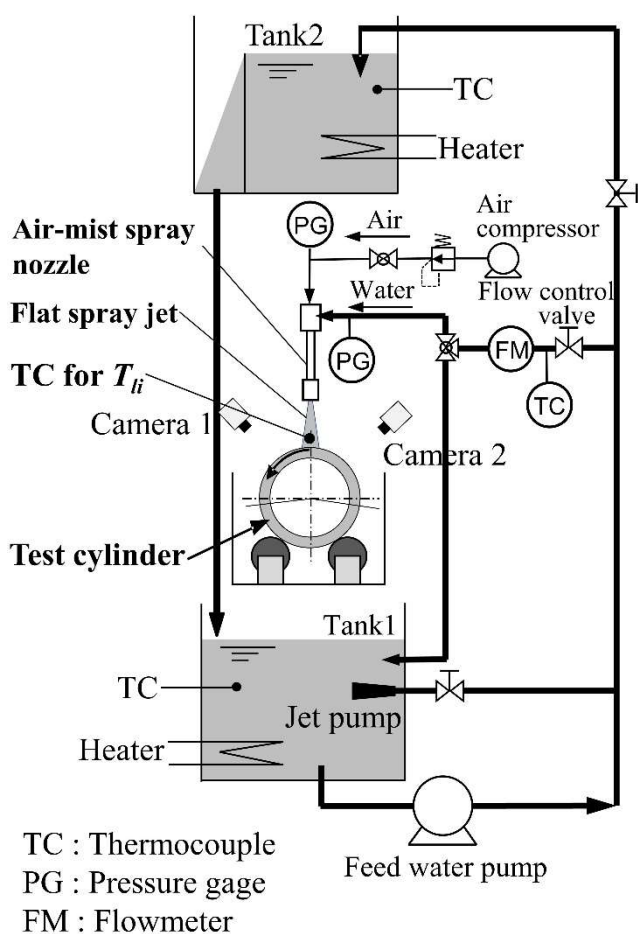


Fig. 4-1 Schematic diagram of experimental apparatus.



Fig. 4-2 Experimental apparatus.

Fig. 4-3 に示すローター材の試験片は、冷却温度域に変態点を持たない SUS304 製で外径 $\phi 136$ mm, 肉厚 10 mm, 長さ 150 mm の中空円筒である。ローター長中心から z 方向へ 0, 15 mm の位置にそれぞれ図中●で示される表面から深さ $x = 1.5, 3.5$ mm の合計 4 箇所 $\phi 1$ mm の接地型シース熱電対が挿入されている。ローターは、Fig. 4-4 の台車上のパルスモーターで

任意の速度で回転できる。またシース熱電対の信号は、外部計測器と接続するため水銀接点ロータリーコネクタ(8接点)を試験片の非加熱部に設置した。

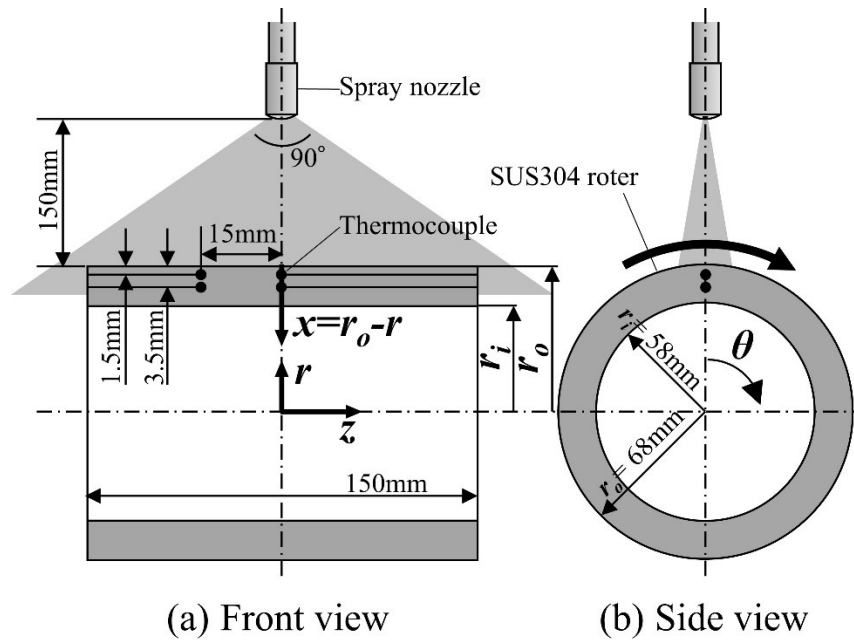


Fig. 4-3 Test rotor and air mist nozzle.

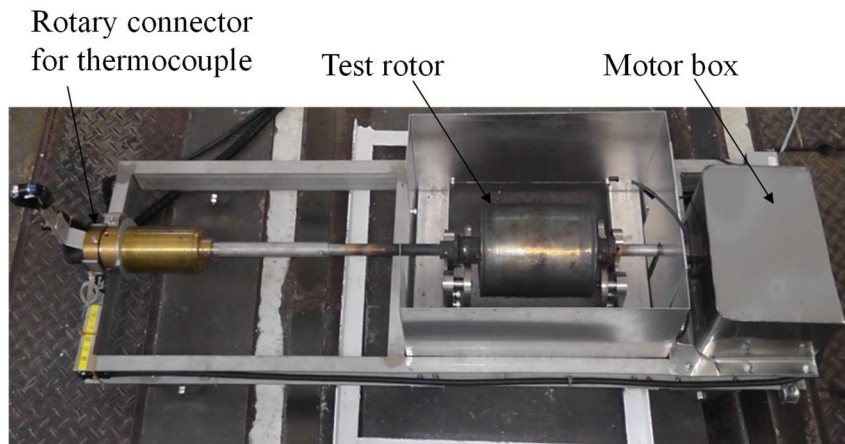


Fig. 4-4 Rotating parts of experimental equipment.

試験片の上方 150 mm の位置に二流体フラットスプレーノズル(撒布角 90°)を撒布域の幅(長軸)方向をローター軸方向と一致させて設置した。ローター上の撒布幅は 300 mm に設定されている。ノズルチップは Fig. 4-5 の通りである。



Fig. 4-5 Air mist spray nozzle tip.

試験ローターは、るつぼ型電気炉で 880 °Cまで一様加熱後、Fig. 4-1 に示される通りスプレーノズル直下の所定位置に固定し、初期温度約 800 °Cよりスプレー冷却を開始する。鋼板移動速度の評価試験では、実験は水圧 0.23 MPa、水量 $Q = 5$ L/min、空気圧 $P_{air} = 0.22$ MPa、空気量 18.2 Nm³/h で一定、着水温度 $T_{li} = 40 \pm 0.7$ °C、周速 $V_c = 0.9, 1.8, 3.6, 8.0$ m/min (回転速度 $N = 2.1, 4.2, 8.4, 18.7$ rpm) で実施した。水量、水温の評価実験では水量 $Q = 5, 10, 15, 20$ L/min、空気圧 $P_{air} = 0.22$ MPa で一定、着水温度 $T_{li} = 20, 30, 40, 50$ °C、周速 $V_c = 1.8$ m/min (回転速度 $N = 4.2$ rpm) で実施した。

各水量で、幅方向中心のスプレー散布域の厚み (短軸) 方向の水量密度のピーク点を 100 %で規格化した水量密度 W/W_{peak} の分布を Fig. 4-6 に示す。水量密度は厚み方向に 10 mm 厚の柵で測定し、柵の設置位置を 1 mm ずつ動かすことで 1 mm ピッチのデータを得た。測定厚が 10 mm なので、実際の水量密度分布よりブロードな分布に注意が必要である。

Fig. 4-6 の水量密度計測結果より高水量の 20 L/min でわずかに分布がシャープになっている他はほとんど同じ分布特性を示す。 $W/W_{peak} > 10\%$ となる有効なスプレー散布域は中心から ± 20 mm となる。一般的な一流体スプレーでは水量が大きいくほどシャープになるが、二流体化とノズル設計の工夫により均一分布が保たれることを確認した。なお、中心から ± 12 mm より外側の領域は、柵に衝突し厚み方向外側へ流れた気流に乗って軌道が逸れた微小液滴を捕集した結果であり、冷却面に対して衝突圧力をほとんど生じない領域であった。ノズル直下 150mm の距離で測定されたザウター平均液滴径 d_{32} 、平均液滴速度 u と水量 Q 、空気量 Q_{air} との関係を Table 4-1 に示す。これらは位相ドップラー式粒子分析計で 10,000 個の粒子の流速・粒径を計測し算出した。空気圧一定としたため Q の Q_{air} が低下しているため、水量 Q と伴い平均粒径 d_{32} は大きくなり、液滴流速 u は低下していることが分かる。

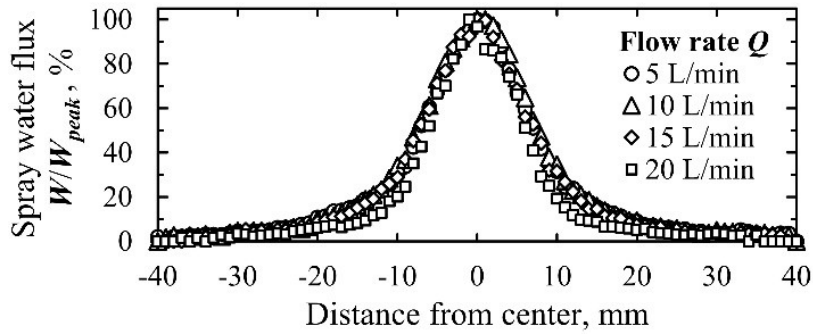


Fig. 4-6 Water density distribution of short axis for air-mist flat spray.

Table 4-1 Sauder mean diameter of spray droplet

Q , L/min	5	10	15	20
Q_{air} , NL/min	3.3	158	70	18
d_{32} , μm	181	253	334	409
u , m/s	34.8	27.8	22.2	18.4

4.2 移動高温面上の冷却特性

移動高温面の断続非定常冷却条件で得られた生データおよび解析データから得られた移動高温面上での断続冷却特性の特徴について述べると共に、代表特性値の定義を説明する。

4.2.1 冷却曲線

Fig. 4-7に軸方向測温位置 $z = 0$ mm, 着水温度 $T_{li} = 40.7$ °C, スプレー水量 $Q = 5$ L/min, ローター周速 $V_c = 1.8$ m/min で得られた表面から $x = 1.5, 3.5$ mm の内部温度履歴を示す。縦軸に平行な点線はスプレーノズル直下の測温点通過時刻を示す。図中の n は冷却開始後の測温点の周回数を示す。温度は回転周期(14.3 s)毎に冷却域での温度降下と冷却域外での温度回復を繰り返しながら徐々に温度降下する。図中 t_{wet} の時刻で示される $n = 8$ で、スプレー直下の温度降下幅が増大し、 $t_{qw,max}$ の時刻で示した $n = 9$ 最大温度降下幅を記録した。ここでは、温度降下幅が増大し始める時刻 t_{wet} を濡れ開始時刻と呼ぶ。濡れは t_{wet} の温度と $n = 7$ の冷却開始温度の間で発生すると考えられるが、間欠冷却のため正確に決定できない。そこで、 t_{wet} 時の表面温度 T_w とその前パスの冷却開始温度の中間温度を濡れ開始温度 $T_{w,wet}$ として定義する (Fig. 4-10 参照)。なお t_{wet} は冷却が開始する直前の、スプレー衝突位置中心から 50 mm 後退した $r_o\theta = 50$ mm 位置の時刻で定義される。また濡れ開始以前の $n = 1 \sim 7$ は膜沸騰(N.B.), 最大温度降下幅を到達する $t_{qw,max}$ 以降を核沸騰(N.B.), その中間領域を遷移沸騰(T.B.)である。なお、 $V_c = 3.6$ m/min 以下の条件では、Fig. 4-7を含む一部を除き時刻 t_{wet}

と $t_{q_{w,max}}$ は一致し、濡れが発生すると遷移沸騰を越えて核沸騰までの沸騰遷移がスプレー直下で生じた。核沸騰では Fig. 4-7 に示されるように冷却速度が急激に増加した。

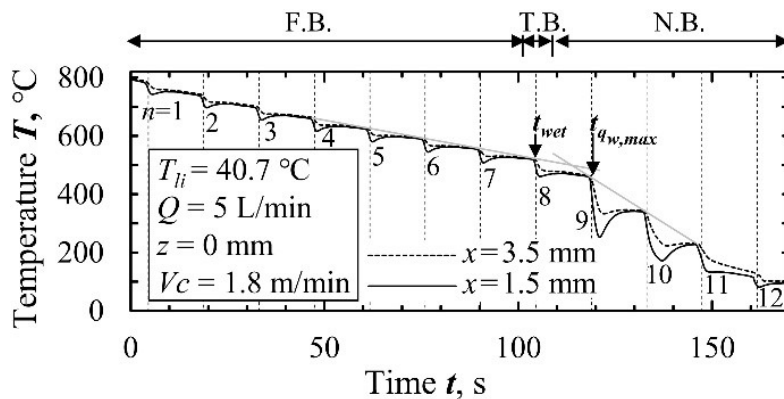


Fig. 4-7 Typical measurement temperature history with rotation of the rotor.

Fig. 4-7 に示した 2 つの測温位置での温度履歴から逆解析により評価した表面温度 T_w 、表面熱流束 q_w の時間変化を Fig. 4-8 に示す。周回数 $n = 1 \sim 7$ の冷却域での T_w の温度降下幅は高々 100 K 程度だが、 $n = 9$ で約 300 K の最大値を記録し、それ以降周回毎に降下幅は小さくなっている。Kotrbackek *et al.*^{エラー! 参照元が見つかりません。} の二流体スプレー実験においても ($V_c = 1.0$ m/min, $Q = 11$ L/min), 温度降下幅は濡れ直前で 130 K, 直後で 380 K を記録し、同等の挙動である。熱流束 q_w は $n = 1 \sim 7$ ではノズル直下通過時刻前後で対称な変化を示し、極大値を示すが、 $n = 9$ 以降では $q_w > 0$ を示す冷却維持時間幅 Δt はノズル直下通過後の時間域へ長くなる。つまり、有効な冷却域がノズル直下から移動方向下流側に拡大することが分かる。 T_w が 100 °C を下回

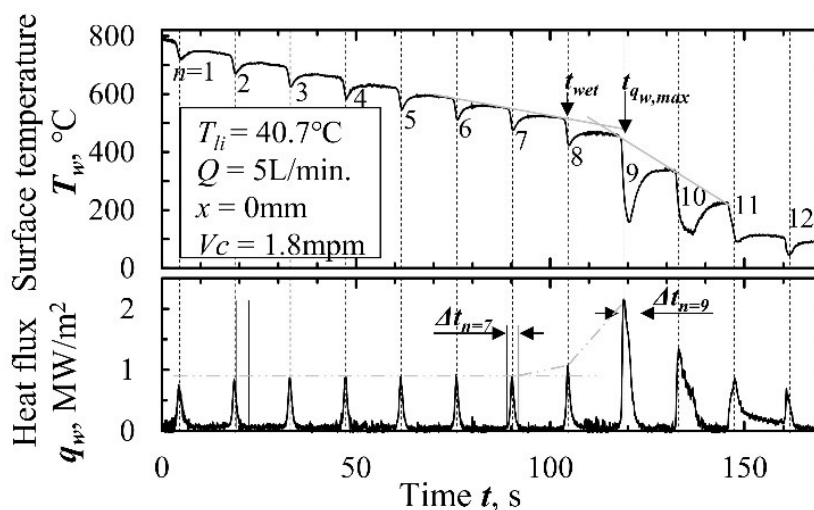


Fig. 4-8 Typical surface temperature and surface heat flux changes with time.

る $n = 11$ 以降では Δt が回転周期に到達, つまりローター全周で冷却が維持される濡れ状態となるため, 温度回復が小さくなっている.

Fig. 4-9 は Fig. 4-8 に示した表面熱流束 q_w と時刻 t の関係をノズル直下位置を基準 0 とする周方向位置 $r_o\theta$ で熱流束 q_w を整理した結果を示す. 測温点の周方向位置 θ は, トリガー機能によりノズル直下位置に対して時刻から一意に決定できる. Fig. 4-9 (a) に $n = 1 \sim 7$ の q_w の分布を重ねて示す. Fig. 4-9 (b) ~ (f) にそれぞれ $n = 8 \sim 12$ の各周回の分布を示し, 比較参照のために濡れ開始直前 $n = 7$ の分布も併記した.

Fig. 4-9 (a) より, 濡れ開始前の $n = 1 \sim 7$ の q_w の分布はほぼ一致し, 破線で囲まれたスプレー散布範囲 ± 20 mm で移動方向に対称な分布となることが分かる. Fig. 4-9 (c) より最大熱流束を示す $n = 9$ では, q_w の分布が著しく変化することが分かる. すなわち, $n = 7$ と比べてノズル直下近傍でのピーク熱流束 $q_{w,peak}$ は 2 倍程度増加し, q_w の分布がスプレー散布域外の移動方向下流側へ拡がり広範囲での冷却が継続する. これはスプレー直下域で局所的な濡れが回復した後, ローター表面の濡れを持続したまま下流方向に移動し, 沸騰冷却が継続するためである. 表面温度が Leidenfrost point に到達後にノズル直下と下流での熱伝達促進を報

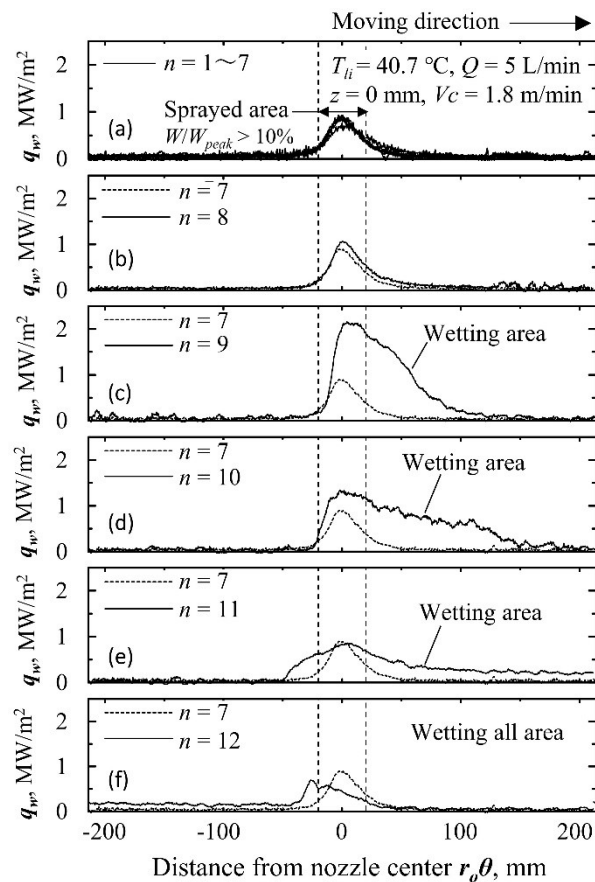


Fig. 4-9 Surface heat flux distribution for each rotation number.

告している Raudensky *et al.*⁴²⁾の結果と $n = 9$ の挙動は定性的に一致する。Fig. 4-9 (b)より $n = 8$ の濡れ開始直後の挙動は $n = 7$ と $n = 9$ の中間の挙動である。Fig. 4-9 (d)より $n = 10$ では $n = 9$ よりピーク熱流束は低下するが、下流側の冷却域がさらに拡大される。なお、上流側の q_w の分布は $n = 7$ と同様に破線のスプレー散布範囲の $r_o\theta = -20$ mm までに限定される。次に、Fig. 4-9 (e)より $n = 11$ ではスプレー散布域から上流側への冷却域拡大開始が確認できる。また、下流側の分布は $r_o\theta = 214$ mm のローター下端を超えて、ローター左半分の領域に及び、Fig. 4-9 (f)に示されるように $n = 12$ でのノズル直下での冷却開始まで全周に亘り冷却が継続する。ピーク熱流束はさらに減少すると同時に位置がノズル直下から上流側へ偏移することを確認できる。Fig. 4-8 に示されるように $n = 12$ での T_w は 100 °Cを下回り沸騰冷却は完了し、单相熱伝達に移行するので $r_o\theta = -27$ mm 以降 q_w は低下する。

4.2.2 沸騰曲線

Fig. 4-10 に Fig. 4-8 の表面温度 T_w と表面熱流束 q_w の関係を表した沸騰曲線を示す。沸騰曲線は、スプレー散布域通過に伴う冷却とその後の復熱を繰り返しながら反時計回りの軌跡を描く。曲線上の○と●は、それぞれ各冷却パスにおいて熱流束の極大値を示すピーク熱流束 $q_{w,peak}$ と $q_{w,max}$ の最大値 $q_{w,max}$ をそれぞれ示す。ここでは、 $q_{w,max}$ を最大熱流束と呼ぶ。いずれも通常ノズル直下位置で記録される。以後フラットスプレー冷却能力の議論では、各冷却パスで記録された $q_{w,peak}$ の点を結んだ曲線を沸騰曲線として扱う。Fig. 4-10 では $T_w = 518$ °C (= $T_{w,wet}$) で濡れが開始し、 $T_w = 461$ °Cから冷却を開始した直後に、●で示す最大熱流束を記録した。なお、濡れが開始する 518 °Cから冷却を開始するパスの1つ前の、 553 °Cから冷却を開始するパスの冷却中に T_w は $T_{w,wet}$ に相当する 518 °C以下になっているが濡れは開始しない。濡れ開始温度 $T_{w,wet}$ とは、冷却開始時に T_w が少なくとも $T_{w,wet}$ 以下にならないとスプレー散布域全体が濡れ状態に移行しないという意味である。一般的な濡れ開始点として用いられること

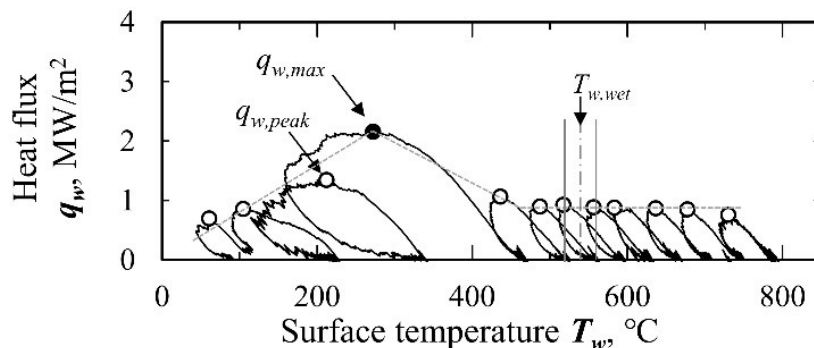


Fig. 4-10 Boiling curve ($V_c = 1.8$ m/min, $Q = 5$ L/min, $T_{li} = 40.7$ °C)

⁴²⁾ M. Raudensky and J. Horsky: *Ironmaking and Steelmaking*, 32(2005),159

が多い極小熱流束 MHF 点温度と $T_{w,wet}$ は定義が異なることに注意されたい。

次に Fig. 4-10 で示したスプレー冷却域の局所的な最大冷却能力である熱流束ピーク値に対して、Fig. 4-6 に放冷領域を含む全体の平均冷却能力であるローター1 周回中 ($-214 \text{ mm} < r_o\theta < 214 \text{ mm}$) の平均熱流束 $q_{w,av}$ を示す。ただし、横軸は1 周回中に変化する表面温度の代表値として、周回毎の冷却開始位置 ($r_o\theta = -214 \text{ mm}$) における表面温度 $T_{w,start}$ で整理されている。つまり、実機ではやや長いがロールピッチ 428 mm のロール間領域における、冷却開始温度と平均熱流束に相当する。なお、図中の $q_{w,nc}$ は、自然対流と輻射伝熱を合算した熱流束で、放射率 $\varepsilon = 0.8$ として式(4-1)で計算した。

$$q_{w,nc} = \varepsilon\sigma\{(T_w + 273.15)^4 - (T_\infty + 273.15)^4\} + 3.02(T_w - T_\infty)^{1.25} \quad (4-1)$$

$q_{w,av}$ から $q_{w,nc}$ を差し引いた熱流束が正味のスプレー冷却による熱流束になる。

$T_{w,start} = 561 \text{ }^\circ\text{C}$ で冷却を開始するパスで熱流束は最小値を取り、次の $T_{w,start} = 524 \text{ }^\circ\text{C}$ で冷却を開始するパスで濡れが開始した。このパスは Fig. 4-8 で示す周回数 $n = 8$ に対応し、最小平均熱流束を取る範囲までを膜沸騰、その次のパスが濡れ開始パスとここでは呼ぶ。Fig.4-11 に示されるように膜沸騰領域の平均熱流束は輻射伝熱・自然対流熱流束 $q_{w,nc}$ と一致する勾配を示すことから、膜沸騰領域のスプレー冷却熱流束の平均値は T_w に関わらずほぼ一定を取ることが分かる。

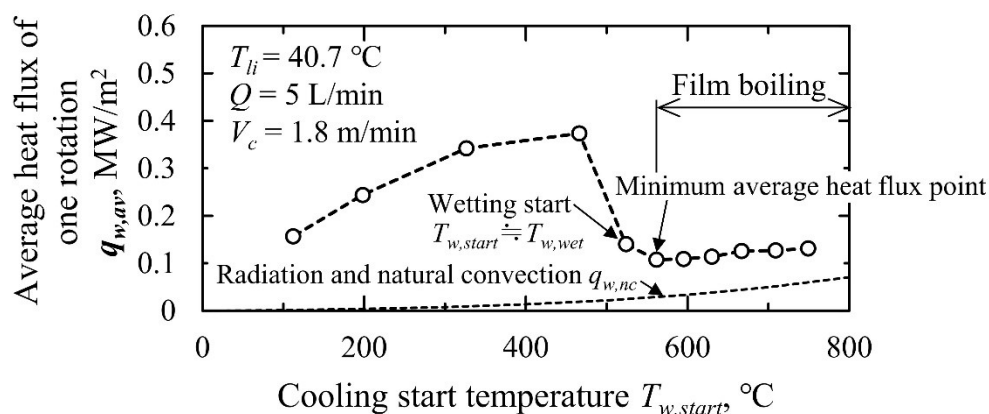


Fig. 4-6 Relationship between average heat flux of one rotation and cooling start surface temperature ($T_{li} = 40.7 \text{ }^\circ\text{C}$, $Q = 5 \text{ L/min}$, $V_c = 1.8 \text{ m/min}$).

4.2.3 濡れ開始時刻 t_{wet} と濡れ開始温度 $T_{w,wet}$ の特性

Fig.4-11 に示されるように濡れ開始温度は、沸騰曲線において最小平均熱流束点の次の冷却パスを濡れ開始パスと定義した。一方周速が 8 m/min に対する Fig. 4-7 の通り、熱流束がほぼ一定になる範囲が広く、極小平均熱流束点が高温側に偏移していることが分かる。さらに、

Fig.4-12 に対応する表面温度と表面熱流束の時間変化を Fig. 4-8 に示す. $t = 82$ s の最小平均熱流束点は特に冷却温度履歴に特徴的な変化は見られない. 一方 T.B.で示した領域のピークの熱流束は $n = 32 \sim 35$ まで順に, 0.46, 0.63, 0.92, 1.17 MW/m² と, この 4 パスでのみ順々に増加してゆく. この場合濡れ開始時刻 t_{wet} は, 極小熱流束点を記録した周回数の 1 つ後の初めて熱流束が増大を開始する冷却パスとなる $n = 33$ となる.

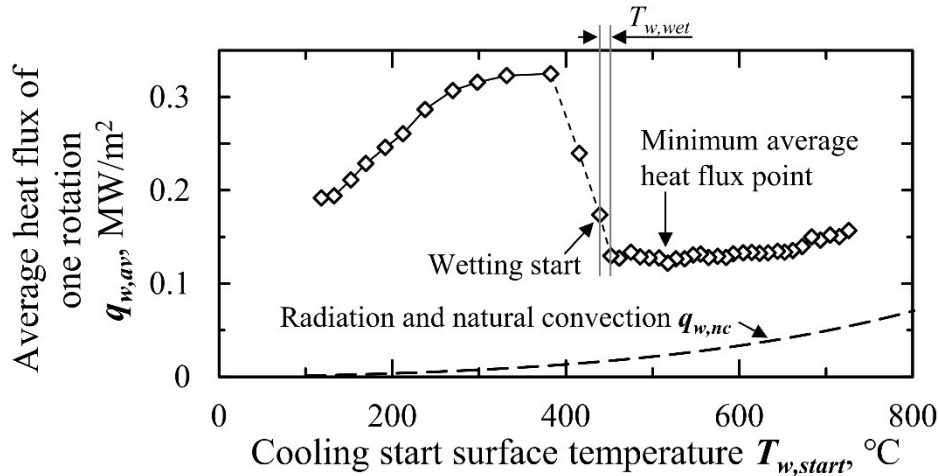


Fig. 4-7 Relationship between average heat flux of one rotation and cooling start surface temperature ($T_{li} = 39.5$ °C, $Q = 5$ L/min, $V_c = 8.0$ m/min).

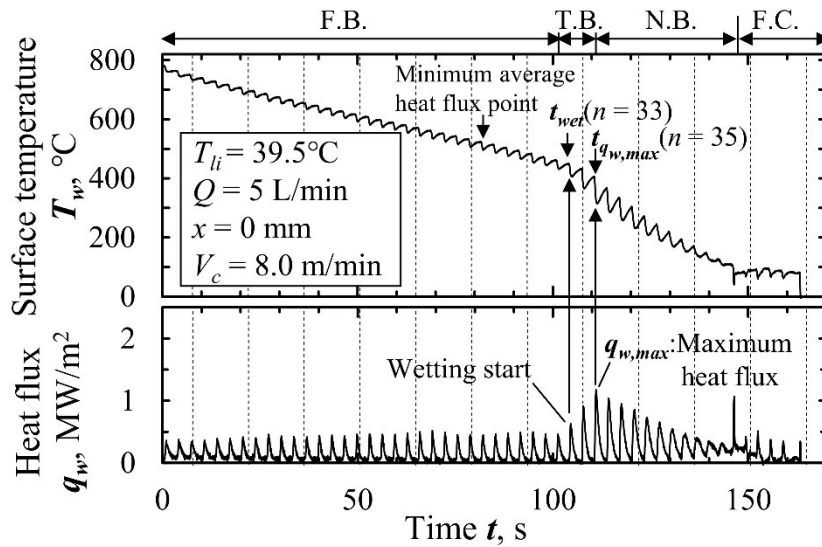


Fig. 4-8 Surface temperature and heat flux of high-speed casting ($T_{li} = 39.5$ °C, $Q = 5$ L/min, $V_c = 8.0$ m/min).

4.2.4 移動速度の影響

連続鋳造プロセスでは、鋼種や連続鋳造機の冷却特性によって鋳造速度は様々である。ここでは鋼材の移動速度が冷却特性に与える影響についての実験結果について述べる。

Fig. 4-9 に $z = 0$ mm, $T_{li} = 40$ °C, $Q = 5$ L/min, $V_c = 0.9, 1.8, 3.6, 8.0$ m/min, 深さ $x = 1.5$ mm の熱電対測定温度履歴を示す。冷却開始温度のばらつきを補正するため、0 ~ 20 s の復熱温度が各水準一直線に重なるように時間軸をスライドさせて表示した。図中 t_{wet} の矢印が示す時刻は、各速度における温度降下幅の増大開始を示す濡れ開始時刻を示す。同一水量・水温での冷却のため、 $V_c = 0.9$ m/min を除いて、回転速度が違っても t_{wet} に大きな差がなく、冷却終了時の温度がほぼ一致する冷却履歴を示す。一方、 $V_c = 0.9$ m/min の場合 t_{wet} が著しく早くなり、速やかに 100 °C 近傍まで冷却が進行していることが分かる。

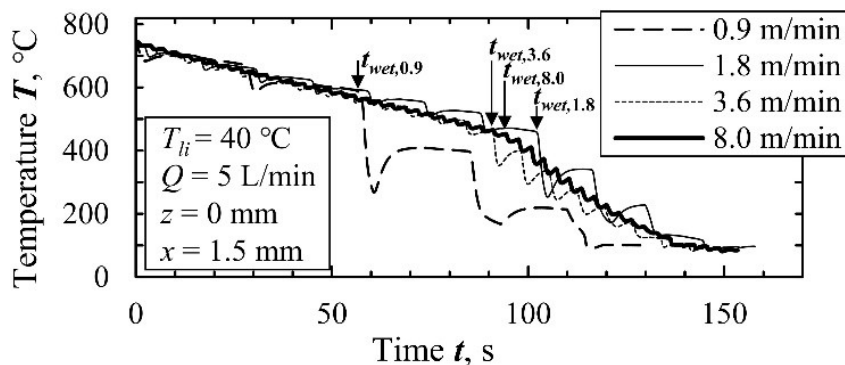


Fig. 4-9 Measurement temperature of rotor for each casting speed ($x = 1.5$ mm).

Fig. 4-10(a)~(d) に冷却開始位置 ($r_o\theta = -214$ mm) の表面温度 $T_{w,start} = 666 \sim 689$ °C, $V_c = 0.9 \sim 8.0$ m/min の各鋳造速度で得られた、 q_w の移動方向分布を示す。 V_c 別のグラフに示される結果は Fig. 4-9 において、急冷を伴うぬれ開始前の膜沸騰冷却領域となる冷却開始後 $t \doteq 30$ s の時の周回数 n で得られた分布を示す。各グラフには、比較のため 0.9 m/min の q_w 分布を平滑化した分布を点線で記入している。鋳造速度が速くなるほど熱流束の分布はブロードになると共にスプレーノズル直下位置の $r_o\theta = 0$ で記録されるピーク熱流束が小さくなることが分かる。Raudensky *et al.*³⁹⁾ の実験によると静止系のピーク熱流束は 2.0 m/min の 1.3 倍であった。本実験において最小速度の 0.9 m/min で得られた $q_{w,peak}$ は、1.8 m/min の 1.4 倍であり、静止系の特性とほぼ一致することが分かる。一方、鋳造速度 $V_c = 3.6$ m/min 未満の Fig. 4-10(a)~(c) においては q_w の分布は $r_o\theta = 0$ に対して左右対称となるのに対して、鋳造速度が速い $V_c = 3.6, 8.0$ m/min における q_w の分布は左右非対称となり、熱流束の高い領域がスプレーノズル通過後の下流側の領域にシフトしていることが分かる。特に $V_c = 8.0$ m/min では、ピーク熱

流束の位置がスプレー散布域の下流側境界付近に移動している。 V_c の増大と共に q_w 分布が下流側へのシフトが顕著となる原因として、逆問題解析での時間遅れが考えられるが、式(3-25)から予測される時間遅れは高々0.03 s であり、逆解析での時間遅れは殆ど影響しない。 沸騰状況の観察によると、冷却域の下流側への拡大は、スプレー散布域で高温面上で形成された液膜が散布域通過後も残留したまま移動し、沸騰により液膜が飛散或いは蒸発して消失するまで除熱が継続されるためである。 Fig. 4-10(d), $V_c = 8.0$ m/min でのスプレー散布域の通過時間と散布域通過後の液膜消失時間は、それぞれ約 0.1 s と約 0.7 s となる。

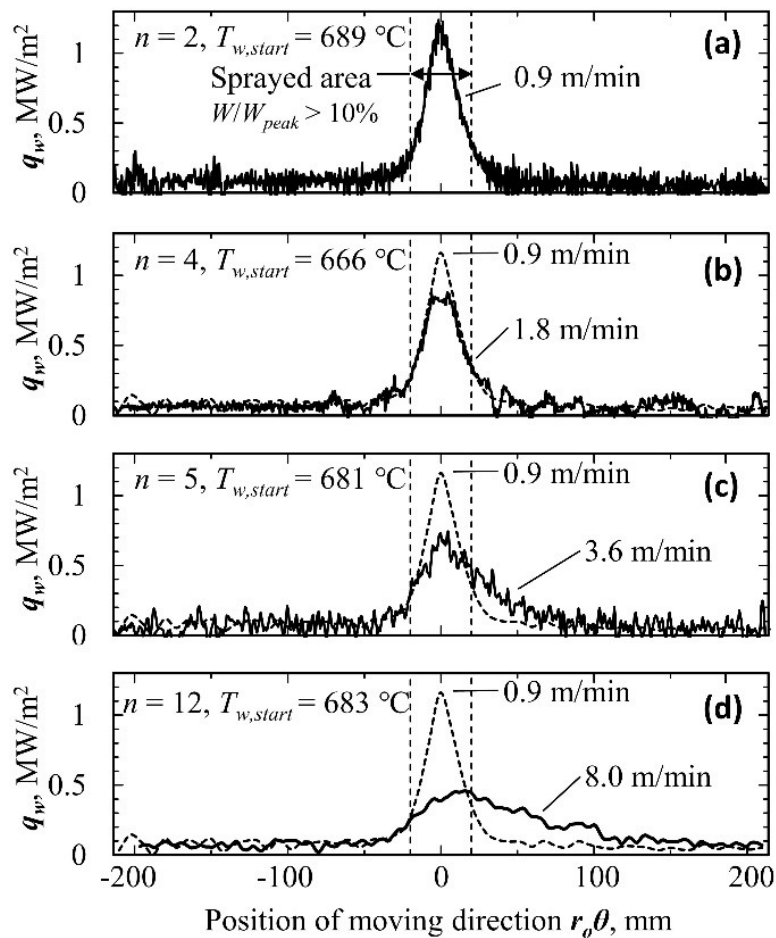


Fig. 4-10 Influence of casting speed on film boiling heat flux; comparing with 0.9 m/min.

Fig. 4-11 に $V_c = 0.9, 1.8, 3.6, 8.0$ m/min の沸騰曲線を示す。軌跡はローター回転に伴うスプレー散布域の通過と同期して、反時計回りに 1 回転するループを描きながら、高温側から低温側に向かって移動する。各ループの軌跡上にピーク熱流束 $q_{w,peak}$ を○で、最大熱流束 $q_{w,max}$ を●でマークした。前述の通り T_w が 100 °C 以下の低温域を除き、ピーク熱流束は概ねノズル直下位置で記録される。

Fig. 4-11(a) ~ (d)の比較より, V_c の上昇に伴いローター1 回転当たりの冷却時間とピーク熱流束が減少し, 1 ループ当たりの温度降下幅が小さくなるため, 冷却終了までに要する周回数が増加する.

Fig. 4-12 は Fig. 4-11 に示した各鋳造速度のピーク熱流束 $q_{w,peak}$ を抽出しプロットした結果を示す. この図を沸騰曲線と言う. $q_{w,peak}$ は, Fig. 4-10 で図示した周回毎にスプレー直下で生じる局所的な熱流束の極大値を示す. $q_{w,peak}$ の挙動は, 約 420 °C以上の高温の膜沸騰域 (F.B.)ではほぼ一定, 約 320 °C以下の核沸騰域(N.B.)では正勾配, これらの中間の遷移沸騰域 (T.B.)では逆勾配となる典型的な沸騰曲線の特徴を示すことが分かる. 膜沸騰域は一般的なプール沸騰の沸騰曲線では正勾配になるが, 本試験結果は一定か少し逆勾配であった. 遷移沸騰域は 8.0 m/min 以外では観測されず, 3.6 m/min 未満となる中厚スラブ連続鋳造機の

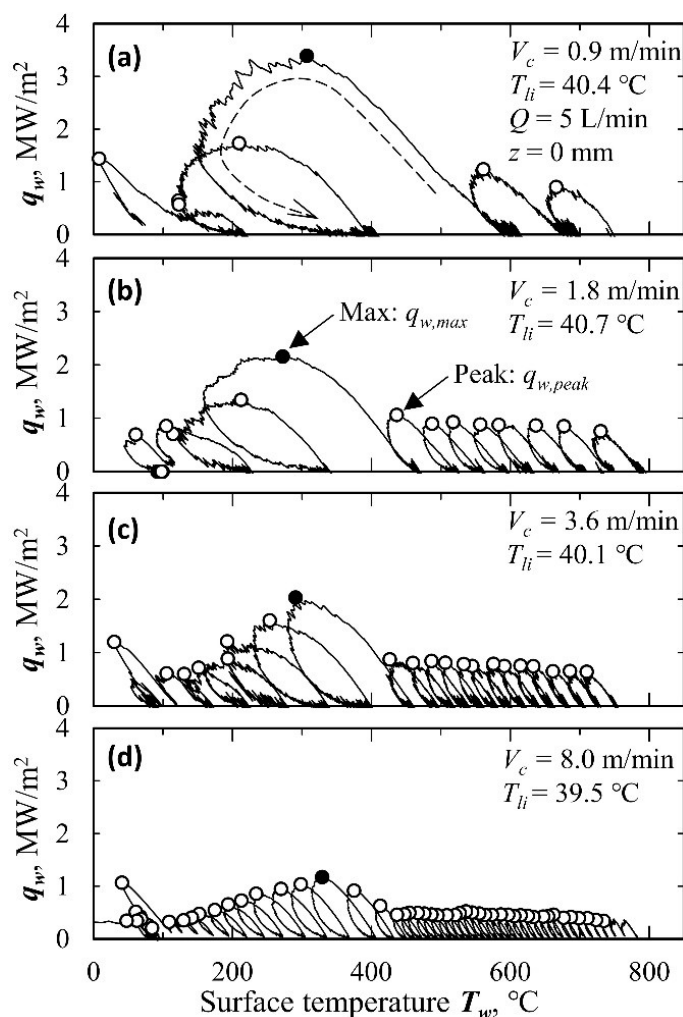


Fig. 4-11 Relationship between surface temperature T_w and heat flux q_w for each casting speed at fixed water temperature of 40 °C.

速度領域では1周回の前後で膜沸騰から核沸騰に遷移するため、遷移沸騰に対応する状態点は見られないことが分かる。また鑄造速度が小さいほどピーク熱流束の値は大きくなる。

また Fig. 4-12 中の水平破線は、Mudawar *et al.*⁴³⁾が提案した静止面上のフルコーンスプレーによる定常沸騰冷却の限界熱流束(CHF)の予測式による着水温度 30, 40, 50 °Cの予測値を表す。本測定で得られた最大熱流束は、CHF の高々1/2 程度である。なお、予測式での水温は給水温度で定義されているため、着水温度を適用すると水温を過小評価、つまり CHF 推定値は過大評価を与える。ただし、水温 40 ± 10 °C に対して、高々 0.2 MW/m^2 程度の変化となる。さらに、静止系で水を用いた非定常スプレー沸騰での最大熱流束 $q_{w,max}$ は、固体材質に応じて定常冷却の CHF の予測値の 1/3~2/3 程度に低下することが報告されている⁴⁴⁾。非定常実験では沸騰面への熱供給が固体内部の非定常熱伝導で支配されることや、流体側が高温面上で加熱開始後沸騰が発達するまでの十分な時間がないため、CHF より低い値に留まると考えられる。

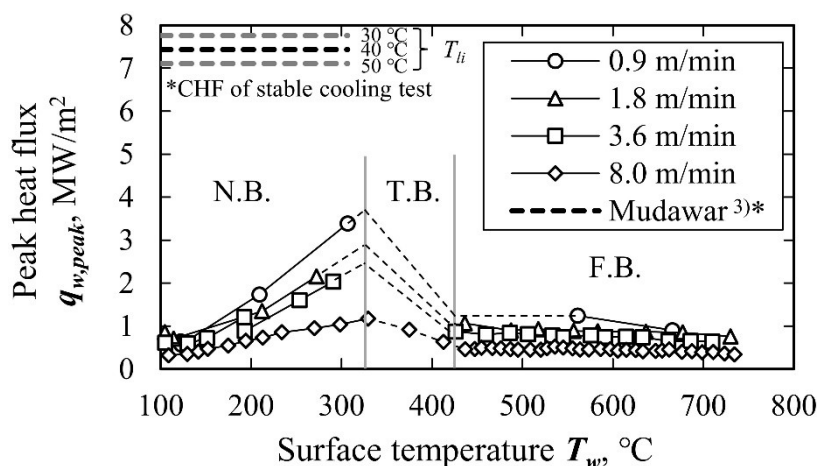


Fig. 4-12 Relationship between surface temperature T_w and heat flux q_w for each casting speed (Boiling curve).

4.2.5 冷却パス毎の平均熱流束の特性

Fig. 4-13 に放冷領域を含む全体の平均冷却能力であるローター1周回中 ($-214 \text{ mm} < r_o\theta < 214 \text{ mm}$) の平均熱流束 $q_{w,av}$ を示す。横軸は1周回中に変化する表面温度の代表値として、周回毎の冷却開始位置 ($r_o\theta = -214 \text{ mm}$) における表面温度 $T_{w,start}$ で整理されている。Fig. 4-13 も Fig. 4-12 と同様に典型的な沸騰曲線の特性を示すが、膜沸騰領域と核沸騰領域のデータに対する V_c の影響が小さいことが分かる。一方、遷移沸騰領域については、 V_c が小さくなるに

⁴³ I. Mudawar and W. S. Valentine: *J. Heat Treat*, 7(1989), 107

⁴⁴ Y. Koizumi, M. Shoji, M. Monde, Y. Takata and N. Nagai: *Boiling 1st Ed. -Research and Advances-*, Elsevier (2017), 404.

従い、膜沸騰領域の下限温度は高温側へ偏移することが分かる。

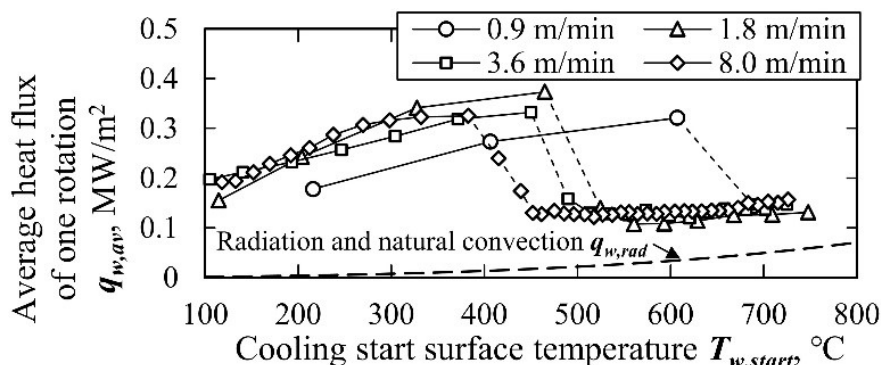


Fig. 4-13 Relationship between average heat flux of one rotation and cooling start surface temperature.

4.3 移動高温面上のフラットスプレー冷却の沸騰熱伝達特性

本項目は、現在論文投稿中のため非公開とするため、沸騰領域別に簡単に得られた結果について述べたい。

(1) 膜沸騰領域

膜沸騰の移動方向熱流束分布の影響を Fig. 4-14 にまとめた。濡れが発生しない高温領域で、スプレー散水領域の局所熱流束分布は局所水量密度 W に対して $W^{0.57}$ に比例した。一方、 casting 速度 3.6 m/min 以上高速条件では移動の影響を強く受け、散水領域から移動方向下流へ広がるブロードな分布になった。これは衝突した液滴が蒸発するまでのタイムラグによると考えられ、結果として分布が変わるものの、平均熱流束に casting 速度の影響は無く、マクロには同一の冷却履歴をたどることが分かった。この結果は今後冷却実験を行う上で有益で、高温領域では高速 casting でデータを取ることでデータ点数を増やすことが出来、実験工数の低減が可能であることを示している。また熱流束分布は表面温度の影響も受け、濡れ温度に近付くと平均熱流束がそれほど変わらないものの、シャープな分布になる傾向が見られた。

平均熱流束への影響因子の影響を Table 4-2 にまとめた。本研究での実験結果では casting 速度、水温の影響を受けず、水量に伴って増加した。高温領域の熱流束は液滴径や液滴速度の影響を受けることが知られているが⁴⁵⁾⁴⁶⁾、Table 4-1 の通り、本実験条件はそれぞれの因子が変化しているため、水量の影響は複合要因である。本実験では熱流束の表面温度依存性はほとんど見られなかった。

⁴⁵⁾ H. Fujimoto, N. Hatta, H. Asakawa and T. Hashimoto; *ISIJ-Int.* **37**(1997), 492.

⁴⁶⁾ C. A.Hernández B. et al.; *Experimental Thermal and Fluid Science*, **44**(2013) 161.

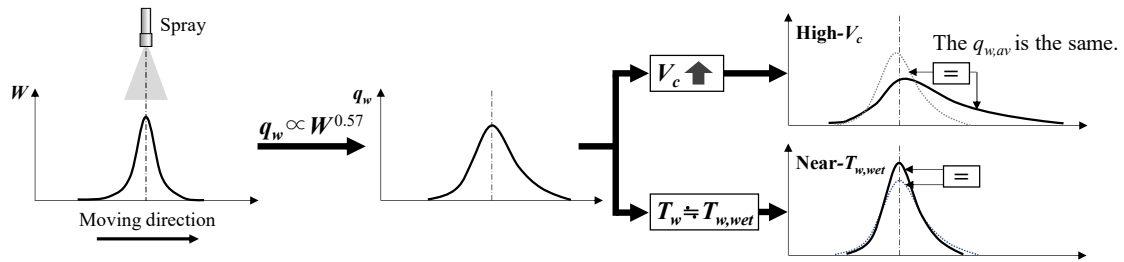


Fig. 4-140 Heat flux distribution in film boiling region.

Table 4-2 Factors that affect heat flux q_w .

Factors	Nomenclature	Effect	
Casting speed	V_c [m/min]	×	-
Water temperature	T_{li} [°C]	×	-
Water flow rate	Q [L/min]	○	↗
Surface temperature	T_w [°C]	×	-
		△	↗
Water droplet diameter	d_{30} [μm]	△~○	↘
Water droplet speed	u [m/s]	○	↗

ミストスプレーの熱流束に対して、C. A.Hernández B et al.⁴⁶⁾エラー! 参照元が見つかりません。は、 $\propto T_w^{0.144}$ と影響が非常に小さいと整理しており(例えば、 $(800\text{ °C} / 400\text{ °C})^{0.144} = 1.10$)、本研究は実際の連続鋳造の温度範囲(～1200 °C)と較べて狭く、その影響を観測できなかったと考えられる。

(2) 濡れ開始温度

濡れ開始温度に対する各因子の影響を Table 4-3 に整理した。鋳造速度、水温、水量全てに対して強い影響を受けることが分かった。Nakaseko¹²⁾ に依ればスプレー液滴径 d_{32} が大きくなるとMHF温度が上昇する。つまり強い関係性のある濡れ開始温度 $T_{w,wet}$ も上昇すると考えられ、水量とともに液滴径が増加する本実験結果 (Table 4-1) では、液滴径拡大と水量増加の複合要因で濡れ開始温度が上昇したと考えられる。

Table 4-3 Factors that affect wetting temperature $T_{w,wet}$.

Factors	Nomenclature	Effect	
Casting speed	V_c [m/min]	○	↘
Water temperature	T_{li} [°C]	○	↘
Water flow rate	Q [L/min]	○	↗
Water droplet diameter	d_{32} [μm]	○	↗

(3) 遷移沸騰

鋼材の移動速度の小さい連続鋳造工程では、濡れ開始以降の遷移沸騰はほとんど見られず、少なくとも鋳造速度 3.6 m/min 以下では、ほとんどの条件で直ちに核沸騰へ移行することが分かった。遷移沸騰が観測される高速鋳造速度の場合、遷移沸騰域の局所および平均熱流束は、いずれも濡れ開始点から最大熱流束点まで間を 1 パスで通過する挙動を示した。

(4) 最大熱流束

局所の最大熱流束 $q_{w,max}$ は水量が多く、水温が低いほど大きくなる傾向にあった。一方、大水量、低温 (20 L/min, 20 °C) 条件は、最大熱流束が一定に張り付いており、10 mm 厚、加熱温度 880 °C では試験片から供給できる熱量が小さく、これ以上の熱流束が測定できないことが示唆された。

平均熱流束 $q_{w,av}$ の最大値に対する水量、水温の関係は複雑である。しかし高温からの冷却過程である連続鋳造二次冷却工程では、原子力分野などで求められる熱流束の最大値そのものが必要とされることはない。濡れ開始によってどの表面温度で核沸騰になるかが予測され、その冷却状態で核沸騰の熱流束がどのように表現されるかが重要である。

(5) 核沸騰

スプレーノズル直下のピーク熱流束 $q_{w,peak}$ に与える影響因子を Table 4-4 に整理した。各因子の影響は非常に明瞭で、熱流束は、 $q_w = 3.14 \times 10^{-3} \Delta T_{sat}^{1.33}$ [MW/m²] で表され、鋳造速度、水温、水量の影響はほとんど表れなかった。

一方で実際の冷却能力を示す平均熱流束 $q_{w,av}$ は複雑である。連続鋳造では鋳片を支持するロールが密に配置されているため、ロール間の一部にしかスプレー散水領域がないが、核沸騰では散水領域下流に濡れが持続する。従って平均熱流束 $q_{w,av}$ を計算するには、Fig. 4-21 に示す、①散水領域の熱流束 (ピーク熱流束 $q_{w,peak}$ に関係)、②濡れ領域の熱流束分布、

③濡れ持続長さの 3 要素を知る必要がある。②濡れ持続域の熱流束は、散水領域の熱流束によって決まり、距離ないし時間の-0.5 乗に比例して減衰することが分かった。③濡れ長さに対する各因子の影響を、Table 4-5 に整理した。水量の増加、表面温度の低下により濡れ長さが長くなることが分かった。

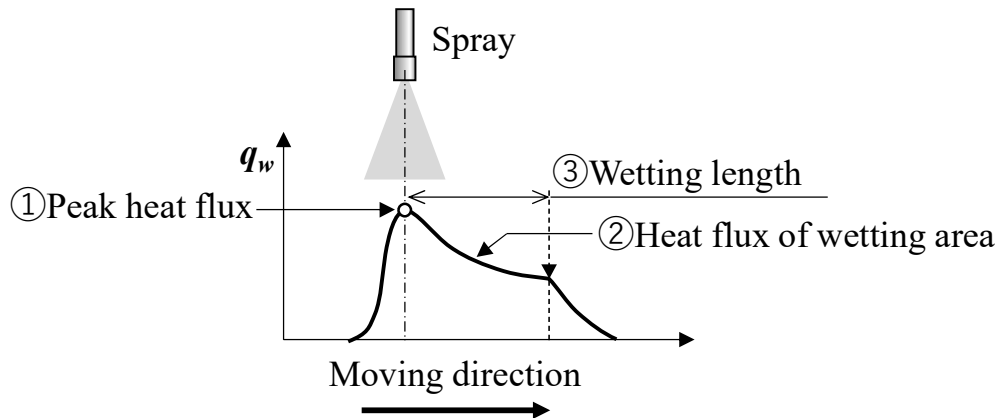


Fig. 4-21 Typical heat flux distribution in the nucleate boiling region.

Table 4-4 Factors that affect **peak** heat flux $q_{w,peak}$ in the nucleate boiling region.

Factors	Nomenclature	Effect		Ref.
Casting speed	V_c [m/min]	×	-	Fig.4-22
Water temperature	T_{li} [°C]	×	-	Fig.4-32
Water flow rate	Q [L/min]	×	-	Fig.4-32
Surface temperature	T_w [°C]	○	↗	Fig.4-32

Table 4-5 Factors that affect length of wetting area in the nucleate boiling region.

Factors	Nomenclature	Effect		Ref.
Casting speed	V_c [m/min]	×	-	Fig.4-19 Fig.4-22
Water temperature	T_{li} [°C]	×	-	Fig.4-28 Fig.4-34
Water flow rate	Q [L/min]	○	↗	Fig.4-29 Fig.4-33
Surface temperature	T_w [°C]	○	↘	Fig.4-10

5 結論

本研究では連続鋳造二次冷却プロセスの非定常冷却特性の解明のため、先ずラプラス変換を用いた熱伝導逆問題解析手法に温度変換法を適用させ、熱物性の変動が大きい鋼材に対して精度良く解析できる手法を確立した。次に初期温度 880 °C、厚さ 10mm の高温ローター試験片を鋳造速度 0.9 ~ 8.0 m/min に相当する周速で回転させ、二流体フラットスプレーを用いて冷却水量 5-20 L/min, 圧縮空気圧 0.22 MPa, 冷却水着水温度 20 ~ 50 °C の条件で試験片を冷却し、表面から 1.5, 3.5 mm 位置に挿し込んだ熱電対により温度計測し、上述の逆問題解析手法によって表面温度および表面熱流束を解析した。その結果、連続鋳造工程の特徴である、高温で幅広い冷却温度範囲、低速通板速度、断続冷却条件での沸騰冷却に関して、以下の結論が導かれた。

5.1 鉄鋼材料の非定常熱伝導逆問題解析手法

- 従来の定物性非定常熱伝導逆問題解析手法において、測温位置が解析遅れに与える影響を定量化し、 F_{decay} , Δt_{min} , N などのパラメータの推奨値を提示した。
- ラプラス変換を用いた逆問題解析手法に対して温度変換法を適用し、熱伝導方程式の非線形項を厳密に取り扱う手法を確立した。
- 温度変換法を適用すると、熱伝達率の解析誤差は 1/7 程度にすることが出来、最大 12 kW/m²K の急速クエンチ条件においても、クエンチの瞬間のオーバーシュートで一時 10 %以上の誤差を示すが、それ以外は厳密解と良い一致を示した。

5.2 連続鋳造二次冷却プロセスのフラットスプレー冷却特性

(1) 実験評価手法の確立

- 外径 ϕ 136 mm, 肉厚 10 mm の SUS 製円筒試験片を 880 °C に加熱し、回転させながら一面をフラットスプレーで冷却することで、高温で温度範囲が広く、低速で通板され、断続冷却となる沸騰冷却実験を実現した。

(2) 冷却実験結果

移動高温面上の冷却特性

- $V_c = 3.6$ m/min 以下の条件ではほとんど遷移沸騰は見られず、濡れが発生すると直ちに遷移沸騰へ移行した。
- フラットスプレー冷却において核沸騰状態になると、濡れは通板方向下流に持続し、冷却域が拡大した。

連铸速度の影響

- 膜沸騰, 核沸騰における冷却特性は铸造速度の影響を受けなかった.
- 濡れ開始温度は铸造速度が小さい 0.9 m/min で顕著に高温に遷移した.

水温・水量の影響

- 膜沸騰の熱流束は, 水量の影響を受けるが, 水温の影響は見られなかった.
- 濡れ開始温度は, 高水量, 低水温で顕著に高温に遷移した.
- 核沸騰のスプレー直下のピーク熱流束は, 強制対流熱伝達に近い表面温度依存性を示し, 水量, 水温の影響はほとんど見られなかった.
- 濡れ持続域の熱流束は時間の -0.5 乗に比例する形で減衰する挙動を示した.
- 濡れ持続域の長さは, 低表面温度, 高水量で長く, 特に冷却開始表面温度が $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下では顕著に長くなり始め, 最終的にはローター全周濡れが持続した.

以上の結論を総括すると, まず Fig. 5-1 の通り, 膜沸騰域では本研究で得られた結果は従来の研究結果と一致することが確認できた. また, 連続铸造に相当する低速領域の速度影響やフラットスプレーにおける詳細な熱流束分布に関する知見が得られた.

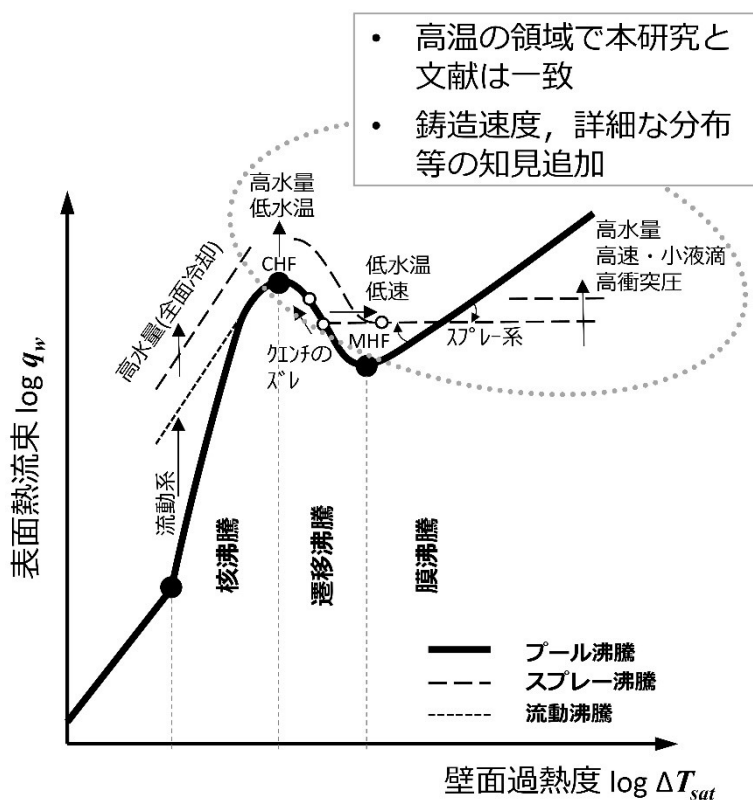


Fig. 5-1 Comparison of the present boiling heat transfer characteristics with experimental facts reported by existing studies

次に本研究の成果の総括を Fig. 5-2 に示す. 膜沸騰域のスプレー直下の局所熱流束では Fig. 5-1 と同様の傾向を示し, 面平均熱流束も同様の傾向を引き継ぐことが分かった. 核沸騰域の局所熱流束は, 流動沸騰同様勾配が緩やかで, 従来研究の全面冷却の知見とは異なり, 水量の影響を受けないことが分かった. また水温の影響も見られなかった. 一方面平均熱流束は高水量で増加した. これは高水量で濡れ領域がより拡大するからである. Fig. 5-2 (a)の①, ②の核沸騰のノズル直下及び濡れ拡大領域の熱流束は表面温度のみに依存し, 水量や水温の影響は受けないが, ③の濡れ長さは高水量長くなった. 濡れ長さは表面温度の低下とともに拡大する為, 低温の熱流束が増加し, 核沸騰における面平均熱流束の勾配は更に緩和されることが分かった.

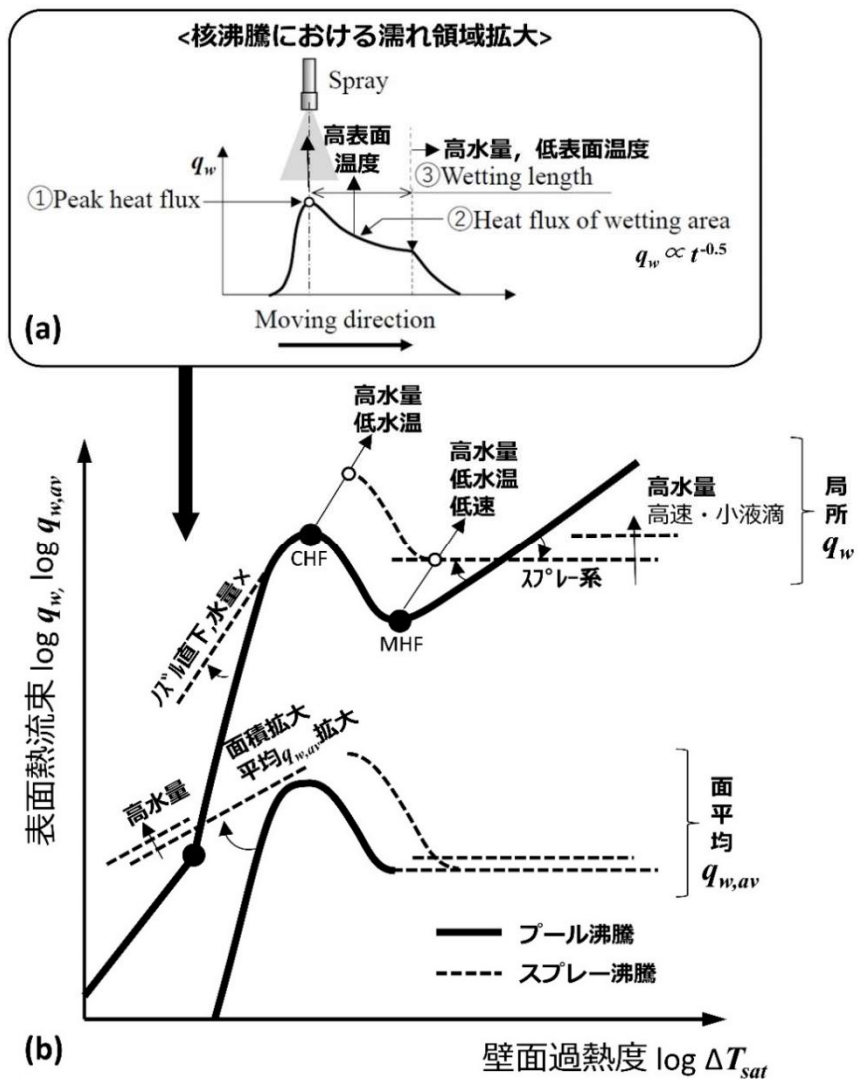


Fig. 5-2 Characteristics of boiling heat transfer during two-phase flat spray quenching on moving hot surface

5.3 今後の展望

本研究の最終的なターゲットは連続鋳造プロセスにおける高速鋳造や表層組織制御、即ち良品質な鋳片の高生産プロセスの確立である。そのため、本報では核沸騰を用いた高精度な強冷却制御に必要な知見として、沸騰熱伝達領域に亘る伝熱特性の解明を示した。

今回の成果により、核沸騰では膜沸騰と較べて 1 桁程度平均熱流束が増加する実験事実とそのメカニズムが明らかになった。従来知見(膜沸騰)でこれだけの冷却能力の向上を実現するためには設備投資に莫大な費用が必要となり、実現が難しかった。しかし今回、鋳造速度、冷却水着水温度、水量の制御により、核沸騰に到達する条件である濡れ開始温度が大幅に高温化できることが判明し、その影響を定量化でき、核沸騰実現のための具体的な設計検討が可能になった。

今後は安定した核沸騰を実現する具体的なスプレーの選定および開発、循環冷却水の冷却塔の運転法案や能力設計などによる水温制御、操業パターン(鋳造速度、各冷却ゾーンの水量)の制御方法の設計などによって、核沸騰領域冷却実現のための具体的な方策をエンジニアリング視点で進めてゆく。今回、鋳造速度、水量、水温など連続鋳造の主要なパラメータに対する伝熱特性の影響を一通り把握できたため、今後の実験において実験パラメータの絞り込みができ、伝熱特性評価の実験計測コストの削減と整理式作成の見通しが改善されたと考える。本知見を有効に活用し、実機で用いるスプレーの適用試験を重ねることで、高精度な強冷却制御の実現を目指したい。

(博士論文要約おわり)