ガラス強化法へのミスト冷却の応用*

大久保 英 敏^{*1}, 西 尾 茂 文^{*1}

Mist Cooling for Thermal Tempering of Glass

Hidetoshi OHKUBO and Shigefumi NISHIO

This paper presents a feasibility study of glass tempering using mist cooling. First, transient tests of mist cooling were conducted to investigate the effects of the thermal properties of cooling surface. To do this, test plates were made of silver, nickel, stainless steel (SUS304), and fused quartz. The experimental conditions of mist flow were as follows: the air velocity was $V_a=20$ m/s, the temperature of the water droplets $T_l=21^\circ\text{C}$, and the volumetric-droplet-flow-rate $D=0.0003-0.01\text{m}^3/\text{m}^2\text{s}$. The experimental data show that both the plate temperature corresponding to the minimum heat flux (T_M) and the heat transfer coefficients at wall temperatures above T_M increase for decreasing thermal conductance of the surface material. Second, tempering tests of soda-lime glass plates of 2.95 and 3.90 mm thicknesses were conducted using mist cooling. The initial temperature of glass plates was about 690°C . The plates were cooled only from one side. Test results indicate that thin and low-cost tempered glass plates can be made by mist cooling without fracture.

Key Words: Thermal Engineering, Heat Transfer, Mist Cooling, Thermal Tempering, Tempered Glass, Fracture

1. 緒 言

ガラスは、圧縮には強いが、引張りには弱い物質である。したがって、ガラスを強化する場合、内部に引張応力、表面に圧縮応力といった応力分布を凍結する方法が広く用いられている。現在では、強化ガラスの大半は、物理的強化法の代表である空気噴流群を用いた風冷強化法により製造されている。

さて、近年、自動車の軽量化などに伴い、薄肉・低コストの強化ガラスの需要が高まってきた。薄肉ガラスの強化にはより高い熱伝達率が必要となるが、風冷強化ではエネルギーコストが高くなるうえ、噴流衝突点の動圧に対するガラス平面度の確保の点で風速に上限があり、3 mm 程度が実現できる下限肉厚と言われている。

一方、製鉄業において多用されているミスト冷却は空気噴流冷却に比べ、熱伝達率が高く、空気噴流と同一熱伝達率の条件下での噴流衝突点の動圧を低減できる冷却方法である⁽¹⁾⁻⁽⁷⁾。本研究は、薄肉・低コスト強化ガラスの製造法として、このミスト冷却の適用を提

案するものである。

ミスト冷却をガラス強化に応用するうえにおいて、次のような問題を検討する必要がある。まず第一に、ガラス面でのミスト冷却の熱伝達特性についてである。プール沸騰熱伝達は伝熱面の熱伝導性の影響を受けやすく、特に、ライデンフロスト温度に関する研究によれば、ライデンフロスト温度の値は、伝熱面の熱伝導性の低下とともに高温化することが知られている⁽⁸⁾⁻⁽¹⁰⁾。したがって、従来の金属面のミスト冷却熱伝達特性に関する研究が、そのままガラスのような低熱伝導性伝熱面の場合に適用できるかどうかは疑わしい。そこで、本研究では、まずミスト冷却熱伝達特性に対する伝熱面熱伝導性の影響について検討した。第2の問題は、ミスト冷却中のガラス板の割れについてである。強化過程においてガラス平板内に応力分布が発生しこれが凍結される主要温度は、 $500\sim 700^\circ\text{C}$ であるが、この温度範囲はガラスのライデンフロスト温度に近い⁽⁸⁾。したがって、強化過程の間に発生する固液の直接接触が、ガラスの割れを引き起こす可能性が考えられる。そこで、これを検討するために、ソーダガラス板の破損実験および強化実験を行った。

* 昭和62年3月25日 第2回 ASME-JSME 熱工学合同会議において講演、原稿受付 昭和62年7月8日。

^{*1} 正員、東京大学生産技術研究所 (〒106 東京都港区六本木 7-22-1)。

主 な 記 号

- a : 伝熱面の幅 mm
 B_i : ビオ数 $= h \cdot t / 2k$
 $\overline{B}_i$: 平均ビオ数 $= h_m \cdot t / 2k$
 b : 伝熱面の高さ mm
 C : 比熱 J/(kg·K)
 D : 液滴流量密度 $\text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$
 $D(r)$: 液滴流量密度分布 $\text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$
 h : 熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
 h_f : 高温域熱伝達率 $= q_w / \Delta T_{\text{sat}}$ $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
 $h_f[500]$: $\Delta T_{\text{sat}} = 500 \text{ K}$ における高温域熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
 h_m : 平均熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
 h_1/h_2 : 非対称冷却の場合の熱伝達率比
 k : 熱伝導率 $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$
 L : ノズルと伝熱板間の距離
 q_w : 熱流束 W/m^2
 R : σ_c と σ_t の比
 r : 噴霧流中心点からの距離 mm
 S : 強化度 nm/cm
 T_i : 初期温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_l : 液滴平均温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_M : 高温域の下限界温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_s : 伝熱板表面温度 $^{\circ}\text{C}$
 T_{sat} : 水の飽和温度 $^{\circ}\text{C}$
 ΔT_{sat} : 伝熱板表面過熱度 $= T_s - T_{\text{sat}}$ K
 T_w : 伝熱板裏面温度 $^{\circ}\text{C}$
 $T_w(\tau)$: 伝熱板裏面の温度履歴 $^{\circ}\text{C}$
 t : 伝熱板の厚さ mm
 V_a : 気流流速 m/s
 α_w : 温度伝導率 m^2/s
 β : 熱慣性比 $= [(\rho C k)_l / (\rho C k)_w]^{0.5}$
 ρ : 密度 kg/m^3
 σ : 残留応力 MPa
 σ_c : 表面残留圧縮応力 MPa
 σ_t : 中央残留引張応力 MPa
 τ : 時間 s

添 字

- co: 計算
 ex: 実験
 l: 液体
 max: 最大
 min: 最小
 w: 伝熱板

2. 実験装置および実験方法

2.1 熱伝達実験 本実験では、水-空気系のミスト流を対象とした。上述の熱伝達実験では、二流体ノズル・扶桑精機製ルミナ 380 PR-7 1.5 ϕ を使用した。実験に使用した装置の概略図を図1に示す。水噴流を微粒化する空気は、コンプレッサ①よりレギュレータ②を介し、流量計③を通り、ノズル出口で水温と同一温度 (30 $^{\circ}\text{C}$) になるように空気加熱器④で温度調節された後にノズル⑦に供給される。一方、分散媒体である水は十分脱気処理を施したイオン交換水であり、タンク⑤内にためられ、20~25 $^{\circ}\text{C}$ に温度調節されている。このイオン交換水は、マグネットポンプ⑥により流量計③、温度調節器④を介してノズル⑦に供給される。伝熱面⑩は、噴霧ノズルより水平方向 $L=200 \text{ mm}$ の位置に設置されている。

図2に伝熱部の概略図を示した。伝熱板は鉛直に設置され、側面はパイロフェライト製の台座により断熱されている。伝熱板の台座への固定にはセラミック系接着剤を用いた。この実験に使用した伝熱面の材料は、銀 (純度 99.9%)、ニッケル (純度 99.6%)、ステンレス鋼 (SUS 304)、および石英ガラスの4種であり、寸法などを表1に示した。これらの材料は酸化が比較的少ないものであるが、さらに酸化の影響を極力抑えるために冷却開始温度は、750 $^{\circ}\text{C}$ 以下とした。伝熱板裏面には測温用のC-A熱電対 (素線径 0.1 mm) を、図2のA、Bの位置に取付けた。熱電対は、ニッケル、ステンレス鋼の場合はスポット溶接で、銀、石英ガラス

図1 実験装置概略図 (立面図)

の場合は深さ約0.1mmのスリットに埋め込むことで固定した。

伝熱面は赤外線ヒータ⑨により加熱され、所定の初期温度に達した後、ヒータを引き上げ、シャッター⑧を開くことによりミスト冷却される。この際の冷却曲線を上記の熱電対により測定し、ペンレコーダにより記録した。伝熱特性は、銀、ニッケル製伝熱面では、高温域でビオ数 $B_i (=h_f \cdot t/k_w) < 0.05$ であるため、過渡冷却中の伝熱板裏面の温度履歴の測定値 $T_w(\tau)$ を用いて集中熱定数系近似式により文献(11)と同様に伝熱面過熱度 ΔT_{sat} 、熱流束 q_w を求めた。集中熱定数系近似による誤差は数%以内と考えられる⁽¹²⁾。一方、ステンレス鋼および石英ガラス製伝熱面では集中熱定数系近似が成立しないため、Beckと同様の熱伝導の逆算法により計算した⁽¹¹⁾⁽¹³⁾。測定値の処理に用いた物性値は文献(14)を参考にした。なお、金属伝熱面は、バフで鏡面仕上げを行い、いずれの実験においてもアセトン処理を施した後に実験を行った。

2.2 ガラス強化および破損実験 破損条件の検討および強化実験では、二流体ノズル・ルミナ PR-10 1.5φを用いた。このノズルは、霧化用空気路とピストン作動用空気路が分離されており、ミスト流から空気流への切り換えを瞬時に行うことが可能であるものである。破損実験に用いたソーダガラスは、寸法 $a=30$ mm, $b=32$ mm, $t=1.0, 1.5, 2.95, 3.9$ mm の4種である。ソーダガラスの固定は、台座に溝を切ることにより、接着剤を用いずに行った。残留応力の測定には、市販の表面応力計（曲面・平面用東芝風冷強化ガラス表

面応力計 FSM-30)を用いた⁽¹⁵⁾。ソーダガラスの物性値は文献(16)によった。

3. 実験結果

3.1 ミスト流諸量の測定 熱伝達実験を行うに当たって、まず最初にミスト流諸量の測定を行った。本研究で測定した諸量は、気流流速 V_a 、液滴流量密度分布 $D(r)$ 、および液滴平均温度 T_l である。これらの測定はいずれも $L=200$ mm の位置で行った。気流流速は、空気のみを流した場合の流速を、三次元トラバース装置により支持されたピトー管をベッツ形マノメータ (RSK ベッツ Type No. 1907) および U 字管に接続することにより測定した。伝熱面上での液滴流量密度は、伝熱面位置に内径 3.35 mm の液滴採集用ガラス管を 13 個配置し分布を測定した。 V_a, D の値としては、伝熱面中央での値を採用した。実験条件は、強化ガラス作成の際のエネルギーコストおよび噴霧流のガラス衝突時の動圧を低くする観点から、 $D=0.0003 \sim 0.01$ m³/(m²・s), $V_a=20$ m/s とした。噴霧中央の値を代表値としたことによる誤差は、 V_a では 10% 以下であった。液滴流量密度分布は、 V_a と L を一定にした場合、 D が大きくなるにつれて半値幅が小さくなるため、液滴流量密度分布による誤差が無視できなくなるが、これについては実験結果のところで検討する。液滴平均温度は、内径 24 mm、深さ 23 mm のテフロン製の容器を伝熱面位置に取付け、ノズル入口での液温、空気温度、および実験室内の温度を 30°C に保ち $V_a=20$ m/s, $L=200$ mm の条件で噴霧流を衝突させることにより求めた。この結果、上述の範囲で D を変化させても、 T_l を $21 \pm 0.5^\circ\text{C}$ で一定とすることができた。

3.2 熱伝達実験 高温域におけるミスト冷却熱伝達率 h_f と伝熱面過熱度 ΔT_{sat} の関係の代表例として、図 3 (a), (b) に銀製および SUS 304 製伝熱面の測定値をそれぞれ示した。なお、図 3 (b) 中の曲線は、Liu-Yao⁽⁴⁾ の計算値である。各条件での実験は 3 回以上繰返しその代表例を図に示した。ただし、 h_f を定義する代表温度差としては ΔT_{sat} をとった。図 3 中の実線で示されているように、本実験値 h_f と ΔT_{sat} との間には、近似的に次式の関係がある。

$$h_f = \text{const.} \cdot \Delta T_{sat}^{-1/3} \quad \dots\dots\dots (1)$$

この傾向は、本実験で用いた他の材料の伝熱面においても同様であった。

次に、ミスト冷却熱伝達率 h_f と液滴流量密度 D との関係を検討する。ここでは、ガラス強化の処理対象温度がほぼ 600°C であることより、 $\Delta T_{sat}=500$ K の値 $h_f[500]$ を高温域での代表値とし、これを検討対象

表 1 実験条件

	銀		ニッケル		SUS304		石英ガラス	
a , mm	30	10	30	10	30	10	30	30
b , mm	30	10	30	10	30	10	30	30
t , mm	2	2	2	2	2	2	0.94	2
記号	S1	S2	N1	N2	ST1	ST2	G1	G2

図 2 伝熱部概略図

とする。図4に、各材料の伝熱面における $h_f[500]$ の測定値を、既存測定値を含めて、 D に対して示した。図4中には、同一材料について寸法の異なる2種の伝熱面での本測定値 $h_f[500]$ を比較したが、いずれの材料についても伝熱面寸法の差異による影響は、顕著には認められない。このことは、本実験のように厚さの薄い伝熱面のミスト冷却においては、液滴流量密度の代表値として伝熱面中央（測温位置）での値をとることができることを示していると考えられる。ところで、図4に示した $h_f[500]$ の測定値は、いずれの条件においても、ほぼ D に対し次式の関係を示している。

$$h_f[500] = \text{const.} \cdot D^{0.6} \quad \dots\dots\dots (2)$$

この関係は、三塚⁽⁷⁾の報告に近い。

(a) 高温域熱伝達率（銀製伝熱面）

(b) 高温域熱伝達率（SUS 304 製伝熱面）

図 3

一方、 $h_f[500]$ の値を各伝熱面材料について比較すると、 $h_f[500]$ の値は伝熱面材料の熱伝導性の低下とともに上昇することがわかる。そこで、次に、 $h_f[500]$ と伝熱面温度伝導率 α_w との関係を検討する。 $D = 0.001 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ における $h_f[500]$ の本測定値を各伝熱面材料の温度伝導率 α_w に対して最小二乗近似することにより次式が得られる。

$$h_f[500, 0.001] = 455 + 0.126 \alpha_w^{0.586} [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad \dots\dots\dots (3)$$

この結果は、高温域においてもミスト冷却熱伝達率には伝熱面熱伝導性の影響があることを示唆している。同様の結果は、Zhukov ら⁽¹⁷⁾の R-113 によるプール沸騰実験によっても報告されている。これに対し、西尾⁽¹⁸⁾は、純粋な膜沸騰熱伝達では、伝熱面熱伝導性への依存性はないことを示している。

式(2)、(3)より $h_f[500]$ の関係式として次式を得る。

$$h_f[500] = 2.87 \times 10^4 (1 + 2.77 \times 10^{-4} \alpha_w^{0.586}) D^{0.6} [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad \dots\dots\dots (4)$$

伝熱面熱伝導性を評価する物性値としては、 α_w のほかに熱慣性比 $\beta = [(\rho C k)_l / (\rho C k)_w]^{0.5}$ があるが、 β に対して測定値を最小二乗すると次式のようなになる。

$$h_f[500] = 2.87 \times 10^4 (1 + 1.69 \beta) D^{0.6} [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし、式(4)、(5)の導出においては、石谷ら⁽³⁾の結果に基づき $V_a < 20 \text{ m/s}$ 程度では V_a の影響は小さいと本段階では判断し、ミスト冷却に関する巨視的パラメータとして D を支配因子とみなした。式(4)の値

図 4 高温域熱伝達率と液滴流量密度の関係
(図中の記号は、表1参照)

$(h_f[500])_{co}$ と測定値 $(h_f[500])_{ex}$ とを図 5 に比較した。図 5 中には、既存の測定値をも併記したが、式(4)は、実験値と $\pm 30\%$ 程度の分散で一致している。この結果は式(5)を用いてもほぼ同様であった。

ところで、ミスト冷却をガラス強化に応用する場合、緒言で述べたように急冷中に発生すると予想されるガラス破損との関係で、高温域の下限界温度（沸騰曲線における極小熱流束点温度） T_M が問題となろう。そこで、各伝熱面における高温域の下限界温度 T_M の測定値を、 D に対して、図 6 に示した。各伝熱面材料における T_M は、 $D < 0.001 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 程度では一定であり、 $D > 0.001 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ で D とともに上昇する傾向にある。図 6 中には、既存の測定値⁽¹⁾⁽³⁾⁽⁵⁾を併記したが、本測定値はステンレス鋼伝熱面では、石谷ら⁽³⁾の測定

値に近い。一方、図 6 に示されているように、 D を特定した場合の T_M の値は伝熱面材料の熱伝導性が低下するとともに低くなる。この傾向はライデンフロスト温度に対する伝熱面材料の熱伝導性の影響に酷似しており、ちなみに、 $D < 0.001 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ での T_M の値は、各伝熱面材料におけるライデンフロスト温度の値に近い。

3.3 ミスト冷却におけるガラス破損条件 ミスト冷却時のガラス破損条件を調べるために、伝熱面表面の液膜のビデオ撮影、冷却開始から破損までの時間の測定、さらに破損発生の瞬間のガラス板温度およびそれに至るガラス板裏面冷却曲線の測定を行った。これらによれば、ガラス破損は、ガラス面温度の低下とともに噴霧中心に液膜が発生しこの液膜が同心円状に広がっていく過程において発生するが、液膜が形成され始める温度は T_M よりも低い温度であった。また、 $t = 2.95, 3.9 \text{ mm}$ では、 $t = 3.9 \text{ mm}$ 、 $D > 0.00136 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の場合を除き破損時の裏面温度は、 500°C 以下であったため、破損は強化過程が終了した後に発生するものと判断される。したがって本実験では、ピストン作動用空気路の途中に三方電磁バルブを設置し、これに接続したタイマを冷却開始から液膜が発生するまでの時間にセットすることにより、液膜が発生する直前あるいは直後にミスト冷却から空冷に切換える方法でガラス強化実験を行った。

なお、ガラス破損実験の際に得られた冷却曲線からソーダガラス伝熱面については、式(5)に相当する式として次式が得られた。

$$h_f[500] = 4.86 \times 10^4 D^{0.6} \quad [\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad \cdots \cdots (6)$$

3.4 強化実験 本研究の場合、実験上の制約から冷却は片面冷却である。すなわち本実験では、ガラス板は、両面が同じ冷却能力で冷却される対称冷却ではなく非対称冷却によって冷却される。しかし、従来のガラス強化の研究は、その大部分が対称冷却に関するものである。したがって、実験に先立ち、非対称冷却におけるガラス強化の実現条件を、主として対称冷却によるガラス強化の研究結果に基づいて評価することの是非を検討する必要がある。

強化ガラスの残留応力値を予測するための数値計算法は対称冷却に対して、これまでに多くの報告^{(19)~(23)}があるが、現在のところ工業的に活用されているとは言いがたい。そこで、まず対称冷却における強化ガラスの残留応力値を簡易に予測し得る経験式を提案する。

ガラスの強化度については、Bartenev⁽¹⁹⁾が強化度はガラス板初期温度 T_i および板厚 t に依存することを、また Gardon⁽²⁴⁾は強化度はガラス板初期温度 T_i

図 5 測定値と計算値の対応

図 6 高温域の下限界温度

および熱伝達率 h に依存することをそれぞれ実験的に示している。以上より、板厚 t 、および熱伝達率 h の影響をビオ数 $B_i (=h \cdot t/2k)$ で表すとすれば、残留応力 σ は次式で表せよう。

$$\sigma = \text{func.}[T_i, B_i] \quad \dots\dots\dots (7)$$

そこで、Gardon⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾の実験結果をロジスティックカーブで近似することにより、式(7)を以下のように定式化した。この結果、内部残留引張応力 σ_t については、

$$\sigma_t = B \cdot S_{\max} \cdot S_{\min} \cdot e^{mT_i} / \{S_{\max} + S_{\min}(e^{mT_i} - 1)\} \quad \text{[MPa]} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 $B = 0.38^{(24)} \times 0.098 \text{ [MPa/(nm/cm)]}$

$$S_{\min} = 10^{-7} \text{ nm/cm}, S_{\max} = 226.7 B_i^{0.567} \text{ nm/cm}$$

$$m = 0.0410 B_i^{0.0240} \quad (0 < B_i < 0.61)$$

$$m = 0.0405 \quad (0.61 < B_i)$$

表面残留圧縮応力 σ_c については、 $\sigma_c/\sigma_t = R$ として、

$$\begin{aligned} \sigma_c &= R \sigma_t \\ &= [R_{\max} \cdot R_{\min} \cdot e^{nT_i} / \{R_{\max} + R_{\min}(e^{nT_i} - 1)\} \\ &\quad + A] [0.0372 \cdot S_{\max} \cdot S_{\min} \cdot e^{mT_i} / \\ &\quad \{S_{\max} + S_{\min}(e^{mT_i} - 1)\}] \quad \text{[MPa]} \quad \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

ここで、 $A = 1.59 B_i^{-0.00508}$, $n = 0.0644 B_i^{-0.0145}$

$$R_{\min} = 10^{-18}, R_{\max} = 2.58 B_i^{0.0698} - A$$

を得た。

図7に、式(8)、(9)による残留応力の計算値 σ_{co} と、既存測定値 $\sigma_{ex}^{(16)(24)(26)-(28)}$ とを比較した。図7より、計算値は、片山ら⁽¹⁶⁾の測定値を除けば既存測定値と $\pm 15\%$ 程度で一致していることがわかる。

さて、式(8)、(9)を非対称冷却の場合においても適用するためには、式(9)の導出において残留応力分布の対称性を仮定しているので非対称冷却における残

留応力分布の対称性と、 B_i の定義が問題となる。非対称冷却による残留応力分布の研究に関しては、Shabanov ら⁽²⁷⁾の実験的研究、Woo⁽²⁹⁾の理論的研究などがあり、これらはいずれも非対称冷却における残留応力分布はほぼ対称性を維持していることを示している。本実験で片面ミスト冷却処理をされたガラス面においても、ひずみ計(東芝精密歪計 SVP-30)による応力分布の観察から、両面の残留応力はほぼ等しいとみなせたため、この意味では式(8)、(9)を非対称冷却の場合においても適用することは可能であると考えられる。そこで、 B_i を定義するうえでの代表熱伝達率を、対称冷却では通常の意味の熱伝達率、非対称冷却では両面の算術平均熱伝達率とし、表面残留圧縮応力 σ_c とビオ数 $\bar{B}_i$ との関係について、式(9)による予測値(実線)と、ミスト冷却による本測定値(片面冷却)および風冷による既存測定値⁽²⁷⁾(対称および非対称冷却)とを比較して図8に示した(図8中の h_1, h_2 は、非対称冷却の場合での各面における熱伝達率である)。ただし、ミスト冷却に関しては、式(9)を風冷強化による実験結果に基づいて得たことから、 $T_s - T_i$ を代表温度差として定義した熱伝達率値を用いた。図8よりわかるように、Shabanov ら⁽²⁷⁾の測定値のうち、対称冷却のもの(□印)および非対称性の弱いもの(▲印)は本予測値に近いが、非対称性の強い非対称冷却のものは、非対称性の度合いが高くなるにつれ(▲→▽→■)予測値より低くなる。すなわち、非対称性の強い片面冷却では、式(9)の予測値より表面残留応力値は低くなる。これは、非対称冷却に起因する曲げモーメントによるガラス板の弾性変形および応力分布関数の変化によるものと考えられる。

図7 測定値と計算値の対応

図8 残留圧縮応力と平均ビオ数の関係

以上のように、片面冷却時の残留応力値は式(9)の予測値より低いが、片面冷却時の残留応力値と式(9)を用いて以下のように強化ガラスが実現されているか否かを見積ることができる。すなわち、文献(25)によれば完全強化ガラスを得るためには、表面残留応力が98 MPa(1 000 kg/cm²) (図8の一点鎖線) 以上である必要がある。例えば、いま図8に示したように冷却能力として B_{is} が得られる冷却システムがあり、この冷却システムにより図8よりわかるように $\sigma_c = 98$ MPa が得られたとする。この冷却システムで同一ガラス板を片面冷却すると、 $B_i = B_{is}/2$ となるので、ガラス板の弾性変形などの効果を見捨てると式(9)あるいは図8より、 $T_i = 690^\circ\text{C}$ で $\sigma_c = 63.7$ MPa(645 kg/cm²) (図8の二点鎖線) が得られることになる。すなわち、逆に、片面冷却で $\sigma_c = 63.7$ MPa が得られれば、弾性変形などの片面冷却特有の効果により σ_c が低下していることを考え合わせると、その冷却システムによる対称冷却では $\sigma_c > 98$ MPa が得られることになる。つまり、片面冷却において完全強化ガラスを得るには、 $\sigma_c > 63.7$ MPa であればよいことになる。図8に示したように、本測定値は完全強化ガラスに対するこの下限界値よりも大きい。

ここで、対称ミスト冷却による薄肉ガラスの強化について考えてみる。前述したように σ_c に対する本整理式は、対称空気冷却の場合既存測定値とよい一致を示した。そこで、 $T_i = 690^\circ\text{C}$ 、 $D = 0.00121 \text{ m}^2/(\text{s})$ の条件下で対称冷却された $t = 1.50 \text{ mm}$ のガラス平板に対する残留圧縮応力を考えると、この場合の B_i 数が $B_i = 0.455$ であることから、残留応力の予測値は、 $\sigma_c = 129 \text{ MPa}$ (1 319 kg/cm²) (図8の破線) となる。この値は、完全強化ガラスに対する σ_c の下限界値 98 MPa よりも十分大きい。

以上の結果から、ミスト冷却により、ガラスを破損することなく、薄肉・低コストガラス作製の可能性が見いだせたと考える。

4. 結 言

ガラス強化への応用を中心としてミスト冷却について検討し、高温域におけるミスト冷却熱伝達率に対す

る整理式(4)、(5)、および強化ガラス板内の残留応力に対する整理式(8)、(9)を得た。これらの結果に基づき、ガラスを破損することなく、薄肉・低コストガラスを作製できるミスト冷却ガラス強化法を提案した。

文 献

- (1) 島田・ほか2名, 鉄と鋼, 62-3 (昭51), 372.
- (2) 蜂巣・ほか3名, 機論, 45-397, B (昭54), 1354.
- (3) 石谷・ほか2名, 第16回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (昭54), 316.
- (4) Liu, L. and Yao, S., *Proc. 7th Int. Heat Transf. Conf.*, Munich, 4 (1982), 161.
- (5) Hoogendoorn, C. J. and den Hond, R., *Proc. 5th Int. Heat Transf. Conf.*, Tokyo, (1974), 135.
- (6) 戸田, 機論, 38-307, B (昭47), 581.
- (7) 三塚, 鉄と鋼, 54-14 (昭43), 34.
- (8) Baumeister, K. J. and Simon, F. F., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, 95(1973), 166.
- (9) 西尾・平田, 機論, 43-374, B (昭52), 3856.
- (10) 西尾・平田, 機論, 44-380, B (昭53), 1335.
- (11) 西尾, 機論, 49-442, B (昭58), 1185.
- (12) Stolz, G. Jr., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, 82-1 (1960), 20.
- (13) Beck, J. V., *Nucl. Eng. Des.*, 7 (1968), 170.
- (14) Touloukian, Y. S. and Makita, T., *Thermophysical Properties of Matter, The TPRC Data Ser.*, (1970), Plenum.
- (15) 岸井, 窯業協会誌, 91-10 (昭58), 473.
- (16) 片山・ほか3名, 第14回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (昭52), 361.
- (17) Zhukov, V. M., ほか3名, *Heat Transf. Sov. Res.*, 7-3 (1975), 16.
- (18) 西尾, 機論, 51-462, B (昭60), 582.
- (19) Bartenev, G. M., *Zh. Tekh. Fiz.*, 19 (1949), 1423.
- (20) Aggarwala, B. D. and Saibel, E., *Phys. Chem. Glass*, 2-5 (1961), 137.
- (21) Lee, E. H., ほか2名, *J. Am. Ceram. Soc.*, 48-9 (1965), 480.
- (22) 高津・渡部, 窯業協会誌, 80-6 (昭47), 246.
- (23) Narayanaswamy, O. S., *J. Am. Ceram. Soc.*, 61-3 (1978), 146.
- (24) Gardon, R., *Proc. Int. Congr. Glass*, 7th. Paper, Bruxelles, No. 79 (1965), 1.
- (25) Gardon, R., *Glass Science and Technology*, 5 (1980), 156, Academic Press.
- (26) 明吉, 京都大学博士論文, (昭52).
- (27) Shabanov, A. G., ほか4名, *Glass Ceram. USSR*, 27 (1970), 457.
- (28) 高津・池田, 窯業協会誌, 84-1 (昭51), 19.
- (29) Woo, T. C., *J. Appl. Phys.*, 39-4 (1968), 2082.