リターナブルびんの内圧力負荷下における耐熱衝撃強度特性

横倉 修一

(麒麟麦酒(株) 富田製壺工場)

内圧力を負荷した状態下でのガラスびんの耐熱衝撃強度特性を評価する目的で、一様深さで軸方向に連続的なクラック (Straight-front crack) を外表面に含むガラス円筒を対象に破壊力学的な解析を行った。

まず円筒のガラス層に発生する熱応力を計算し、Bueckner の Weight Function を用いて、耐熱衝撃破壊について表面傷深さと耐熱衝撃量の関係を検討した。なお限界応力拡大係数は Mecholsky による値を用いた。

このガラス円筒に関する理論的解析結果を半だ円形状 (Semi-elliptical crack) のクラックが発生していると考えられるガラスびんに適用したところ、耐熱衝撃破壊に関する実測値は破壊力学的に導き出された理論値とよく一致することが分った。
(1984 年 12 月 4 日受付)

Thermal Shock Fracture Resistance of Returnable Glass Bottles Subjected to Internal Pressure

Shuichi YOKOKURA

(Tonda Bottle Manufacturing Plant of Kirin Brewery Co., Ltd.)
(4473-4, Ooaza Tonda, Shinnanyo-shi, Yamaguchi 746)

The thermal shock fracture resistance of reused cylindrical glass bottles subjected to hydraulic internal pressure was measured by quenching at outer surfaces. Next, on the basis of a linear fracture mechanics, fracture toughness of a glass cylinder with straight-front crack at its outer surface, under both thermal shock and internal pressure was theoretically calculated using Bueckner's solution (Weight Function). Further, the theory was extended to reused glass bottles with semi-elliptical cracks at their outer surface. As a result, the experimental results on the glass bottles coincided well with those of the theoretical ones of glass cylinders.

[Received December 4, 1984]

Key-words : Glass, Bottle, Fracture, Thermal shock, Internal pressure, Fracture mechanics

1. 緒 言

ガラスびんは充てん工場において洗浄、熱殺菌等の工程で急冷による耐熱衝撃を受けるが、この耐熱衝撃に対する強度、すなわち耐熱衝撃強度は従来から重要な強度特性の一つとされている^{1)~4)}。

ところでビール、サイダーなどの炭酸飲料用びんにおいては、内容液を充てんした後の熱殺菌工程で炭酸ガスによるかなり高いびん内圧力 (最高 5~6 気圧程度) の上昇が認められ、その状態下で急冷による耐熱衝撃がびん外表面に加わる。この工程でのびんの破損を業界では一般に“パストル破損”と呼んでおり、びんの品質を評価するうえで重要な強度特性の一つに挙げている^{5), 6)}。

このように内圧力負荷状態下で、びん外表面に耐熱衝撃が加わった場合の強度 (本報文では仮に“耐熱圧強度”と呼ぶことにする) については、びんの実用的な強度を論ずるうえでかなり重要 (例えば、炭酸飲料びんの熱殺菌工程における急温、急冷の温度プログラムの設定等) であるにもかかわらず、これまでに著者の報告以外にはほとんど文献が見当たらない^{7), 8)}。

そこで本研究においては市場で繰り返し使用され、表面傷が多数発生しているリターナブルびん (回収、再使用可能) を対象として、あらかじめ所定の内圧力 (水圧) を負荷した状態で、急冷による非定常熱応力をびん外表面に加えた場合の強度特性について検討し、破壊力学的

な考察を加えた。

2. 実験方法

2.1 試料びんの概要

びん形状としては我が国で広く使用されている円形のリターナブルびんの1種類を選んだ。試料びんはソーダ・石灰ガラスであり、その化学組成は表1に示すとおりである。試料びんの諸元は以下のとおりである。重量350 g, 内容量211 ml, 胴径57 mm, 高さ203 mm。

試料びんは強度のばらつきが比較的小さい, 使用年数5~7年のものを, 市場より無作為にサンプリングして選んだ。なおこの試料びんは円筒下部(底より高さ約15 mm)及び円筒上部(底より高さ約78 mm)に表面傷が集中しており, これらの位置は熱衝撃破壊試験において, 破壊起点が集中する位置に対応しているが, その位置でのガラス肉厚はいずれも等しく, 約5 mmであった(図1参照)。

2.2 びん強度試験法の概要

2.2.1 耐内圧力試験

試料びんに内圧力(水圧)を加えて破壊させる試験装置(アメリカン・グラスリサーチ社製, インクレメント・プレッシャーテスター, 1200-Dual Head Type)を用いて, びん破壊時の内圧力を1分間持続の耐内圧力強度(所定の内圧力を1分間持続させて破壊に至る強度)として表示した^{9)~12)}。

2.2.2 内圧力及び熱衝撃を同時に負荷する破壊試験

試料びんに水を満量充てんした後, びん口部にナイロン製の耐圧導管を取り付け, それにプランジャー・ポン

Table 1. Chemical composition of a test bottle.

SiO ₂	Al ₂ O ₃	K ₂ O	Na ₂ O	CaO	MgO	BaO	Fe ₂ O ₃	TiO ₂	SO ₃
70.4	2.0	1.2	14.7	9.6	1.7	0.06	0.05	0.07	0.2

Note: Weight percent.

Fig. 1. Schematic illustration of a test bottle. Hatched parts indicate areas heavily abraded by repeated usage.

Fig. 2. Schematic diagram of an internal pressure/thermal shock test procedure.

プを連結した状態でびんを温水槽に1 h 浸漬した後, プランジャー・ポンプの移動により耐圧導管から加圧水を送り込み, びんの所定の内圧力を加えて30 s 経過した後, 冷水槽(10°C一定)へ移動させて, びん外表面に熱衝撃を与えた。この操作を試料びんが全数破壊するまで温水槽の水温を3°C 間隔で段階的に昇温させていくプログレッシブ・テスト法を採用し, びん破壊時の内圧力及び温度差(熱衝撃量の尺度としての温度差)を各試料びんについて測定した(図2参照)。なおびん内圧力の調整は接点圧力計を用い, 電磁弁による自動制御方式をとった。

2.2.3 破壊起点における表面傷深さの測定方法

この試料びんでは熱衝撃によるびんの破壊起点が加傷領域(外表面)に集中しているため, その位置をダイヤモンド・カッターを用いて輪切り状に厚さ10 mm 程度に切り出し, 切断面をカーボラダム(粒度は最終的に1000 メッシュ)で研磨し, 切断面からの光の乱反射を防ぎ, 輪切り片をそれと屈折率が同程度の浸液(アニソールあるいはクロル・ベンゼン)に浸漬した状態で, 実体顕微鏡により輪切り片の外端部(外表面に対応)を観察し, 表面傷深さを測定した¹³⁾。

3. 実験結果

3.1 耐熱圧強度

試料びんにあらかじめ内圧力をそれぞれ0(大気圧), 3, 6, 9, 12, 15 及び18 kg·cm⁻² 負荷した条件下で急冷による熱衝撃実験を行った。その結果を図3に示す。図3の(内圧力-熱衝撃)関係のグラフ群から累積破壊率50%における内圧力と熱衝撃値(温度差)の関係をみると, 図4から明らかなように両者には直線関係が認められた。

3.2 耐内圧力強度

試料びんの1分間持続耐内圧力強度の測定結果を図5に示す。図5から明らかなように $\bar{X}=36.4$ kg·cm⁻² が得られた。また内圧力破壊による破壊起点はびん円筒部(底から高さ約78 mm の位置)の外表面(加傷領域)に集中していた。

Fig. 3. Effect of internal pressure on the thermal shock breakage.

* Internal pressure

Fig. 4. Plot showing the relation between internal pressure and temperature difference at the bottle breakage.

Fig. 5. Internal pressure strength of test bottles.
n: Total number of test bottles

4. 理論解析

4.1 急冷時にガラス中に発生する温度分布

いま試料びんの円筒部の外表面に深さ a のクラックが発生している場合を考える. この円筒部を初め温度 T_i の温水中に浸漬し, びんの温度が一様に T_i になった時点で温度 T_0 の冷水中 ($T_i > T_0$) に浸漬して, 円筒外表面に急冷による熱衝撃を与える.

この場合急冷を開始して t s 経過後にガラス層に発生する温度分布は以下のような式で示される^{14)~17)}.

$$f(r, t) = (T_i - T_0) \sqrt{\frac{r}{R_0}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{R_0 - r}{2\sqrt{k \cdot t}} \right) \right] \quad (1)$$

ここで erf : ガウスの誤差関数, r : びん円筒部の中心軸との距離 (mm), k : ガラスの熱拡散率²⁰⁾ ($=0.45 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$), t : 急冷後の経過時間 (s), R_0 : びん円筒部の外半径 ($=28.5 \text{ mm}$) である.

そこで (1) 式について急冷後の経過時間 $0.01 \leq t \leq 10 \text{ s}$ の範囲にわたり, $f(r, t)/(T_i - T_0)$ の値を求めると, 図 6 に示すような結果が得られた.

4.2 急冷による熱衝撃によりガラス中に発生する非定常熱応力分布

急冷による熱衝撃によりガラス層に発生する熱応力について考えてみる. まず熱衝撃による試料びんの破壊パターンをみると, 破壊起点は表面傷が集中的に発生している加傷領域に集中しており, クラックの伸長方向はほとんどの場合が垂直方向 (軸方向) に向かっていること, また内圧力による破壊パターンについても同様であることから, 本研究においてはびん円筒部の円周方向 (クラックの伸長方向とは直角方向) に発生する熱応力に限定して検討することにした.

Fig. 6. Temperature distributions in a sidewall of a glass cylinder induced by cooling at the outer surface (wall thickness: 5 mm).

* Elapsed time after the beginning of cooling.

** ($R_0 - r$): Depth from an outer surface (mm)

Fig. 7. Thermal stress distributions in a sidewall of a glass cylinder induced by cooling at the outer surface (wall thickness : 5 mm).

* Elapsed time after the beginning of cooling

そこで急冷後, t (s) 経過した時点でのガラス層の円周方向に発生する熱応力は以下のような関数で示される^{8), 9)}.

$$G_0(r, t) = \frac{\alpha \cdot E}{1 - \nu} \cdot \frac{1}{r^2} \cdot \left[\frac{r^2 + R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \int_{R_0}^{R_1} f(r, t) \cdot r \cdot dr + \int_{R_0}^r f(r, t) \cdot r \cdot dr + f(r, t) \cdot r^2 \right] \quad (2)$$

ここで α : 線膨張係数 ($= 9.5 \times 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$), E : ヤング率 ($= 6.9 \times 10^4 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-2}$), ν : ポアソン比²⁰⁾ ($= 0.25$), R_1 : びん円筒部の内半径 ($= 23.5 \text{ mm}$) である. なお α 値は実測値である.

そこで (2) 式を基礎として急冷後の経過時間 $0.01 \leq t \leq 10 \text{ s}$ の範囲にわたり, 無次元化した形での $(1 - \nu) \cdot G_0(r, t) / \alpha \cdot E \cdot (T_i - T_0)$ の値を計算すると図 7 に示すような結果が得られた.

4.3 応力拡大係数の時間経過

非定常熱応力によりガラス円筒部に発生する破壊現象を検討するため, 線形破壊力学によるモード I の応力拡大係数 K_I の時間変化について, Bueckner²¹⁾ の Weight Function を用いて検討を行った.

まずびん外表面が急冷されてから t (s) 経過後に, 表面傷の深さが a となったとし, そのときの応力拡大係数を $K_I(a, t)$ とすれば次式が成立する^{14), 18)}.

$$K_I(a, t) = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \cdot \int_{R_0}^{R_0 - a} M(a, t) \cdot G_0(r, t) \cdot dr \quad (3)$$

ここで $M(a, t)$ は以下のように示される.

$$M(a, t) = \frac{1}{\sqrt{a - (R_0 - r)}} \cdot \left[1 + m_1 \left\{ \frac{a - (R_0 - r)}{a} \right\} + m_2 \left\{ \frac{a - (R_0 - r)}{a} \right\}^2 \right] \quad (4)$$

ここで

$$m_1 = 0.6147 + 17.1844 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 8.7822 \left(\frac{a}{D} \right)^6$$

$$m_2 = 0.2502 + 3.2889 \left(\frac{a}{D} \right)^2 + 70.0444 \left(\frac{a}{D} \right)^6$$

ここで D : 破壊起点が集中する位置 (円筒部の肉厚 ($\approx 5 \text{ mm}$)) である.

そこで (3) 式について急冷後の経過時間 $0.01 \leq t \leq 10 \text{ s}$ の範囲にわたり無次元化した形での $\frac{(1 - \nu) \cdot K_I}{\alpha \cdot E \cdot (T_i - T_0)}$ の値を計算すると, 図 8 に示すような結果が得られた.

4.4 表面傷の形状と応力拡大係数の関係

いま表面傷の形状として以下の 3 種類 (A, B 及び C タイプ) を考えてみることにする (図 9 及び図 10 参照).

まず A タイプはびん外表面に垂直に一樣深さ c_1 のクラックがびん円筒部の軸方向に連続的に存在していると仮定した場合である. いまびん円筒部の円周方向に熱応

Fig. 8. Distributions of normalized thermal stress intensity factors (K_I) for continuous axial cracks of depth (a) at the outer surface of a glass cylinder subjected to cooling (wall thickness : 5 mm).

* Elapsed time after the beginning of cooling

Fig. 9. Schematic illustration of surface crack types (A) and (B).

Fig. 10. Schematic illustration of surface crack type (C).

力 σ_1 及び内圧力による引っ張り応力 σ_p が発生していると、 σ_1 と σ_p の重量を考えると応力拡大係数は次式で表される²²⁾。

$$K_I = Y \cdot (\sigma_1 + \sigma_p) \sqrt{\pi \cdot c_1} \quad (5)$$

ここで Y は軸方向に連続的に発生しているクラックに関する形状係数である。

次に B タイプはびん円筒部の軸方向に半だ円状 (Semi-elliptical crack) に存在していると仮定した場合である。この場合半だ円状クラック (深さ c_2) に引っ張り応力 σ が作用するときの応力拡大係数 K_I は以下の式で表される²³⁾。

$$K_I = M \cdot \sigma \frac{\sqrt{\pi \cdot c_2}}{\Phi} \quad (6)$$

ただし (6) 式はクラック短軸端に対する K_I である。ここで M : クラックに関する形状係数, Φ : 第 2 種完全円積分であり、以下のように表される²³⁾ (図 9 参照)。

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \left[1 - \left\{ 1 - \left(\frac{c_2}{b} \right)^2 \right\} \sin^2 \theta \right]^{\frac{1}{2}} \cdot d\theta \quad (7)$$

ところで実際に試料びんに発生しているクラック (C タイプ) は半だ円状であるが、その伸長方向は様々であるため、(6) 式で K_I を単純に評価することはできない。そこで熱応力 σ_2 と内圧力による引っ張り応力 σ_p の重量を考え、更に補正係数 $F(\beta, \gamma)$ を (6) 式に導入することにより、C タイプに関する応力拡大係数 K_I を以下のように表示し得るものと考えた。

$$K_I = M \cdot (\sigma_2 + \sigma_p) \frac{\sqrt{\pi \cdot c_2}}{\Phi} \cdot F(\beta, \gamma) \quad (8)$$

ここで $F(\beta, \gamma)$ は図 10 に示すように、クラックの伸長方向がガラス円筒の軸方向と β の角度をとりかつ半径方向と γ の角度にあるとした場合の補正係数である。

Φ は c_2/b の値 (図 9 参照) によって変化するが、試料びん外表面の場合 c_2/b は実体顕微鏡観察により 0.2 ~ 0.3 程度に分布していることが分っており、それに対応する Φ 値は Bansal²³⁾ によれば 1.1 ~ 1.2 程度である。

ところで限界応力拡大係数 K_{Ic} は Mecholsky²⁴⁾ らによって得られたソーダ石灰ガラスに関する限界破壊エネルギー値 $\gamma_c (= 3.5 \text{ J} \cdot \text{m}^{-2})$ を用いて計算し、 $K_{Ic} \approx 2.4 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ を用いることにした。

5. 実験と理論の比較考察

5.1 大気圧下 (内圧ゼロ) での熱衝撃破壊の検討

図 4 における内圧力と熱衝撃値 (温度差) の直線関係を中心に以下のような検討を行った。まず大気圧下での累積破損率 50 % における試料びんの耐熱衝撃強度 (温度差) を見積もってみると、図 4 から明らかなように 57°C となる。したがってこの値は試料びんに C タイプのクラックが存在するときの耐熱衝撃強度 $\Delta T_c (= T_i - T_0)$ に対応すると考えてよく、実験的に $\Delta T_c = 57^\circ\text{C}$ であるといえる。

ところでこの試料びん群について熱衝撃による破壊起点が集中するびん底より高さ約 15 mm (図 1 参照) での表面傷の最大深さを実体顕微鏡により測定してみると、一律に約 0.4 mm 程度であり試料間のばらつきはかなり小さいことが分った (図 11 参照)。

次に表面傷がびん外表面に垂直に一樣の深さ (0.4 mm) で軸方向に連続して存在している場合 (A タイプ) について、大気圧下での耐熱衝撃強度 $\Delta T_A (= T_i - T_0)$ を理論的に計算してみる。まず表面傷深さ 0.4 mm に対応する図 8 の縦軸の値から ΔT_A を求めてみると以下の

Fig. 11. Distribution of surface crack depths at cylinder sidewalls of test bottles. Surface cracks shallower than 0.2 mm is neglected ($n=10$).

ようになる。

$$\frac{(1-\nu) \cdot K_{Ic}}{\alpha \cdot E \cdot (T_i - T_0)} = 0.85 \quad (9)$$

ここで $\nu = 0.25$, $\alpha = 9.5 \times 10^{-6} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$, $E = 6.9 \times 10^4 \text{ MN} \cdot \text{mm}^{-2}$, $K_{Ic} = 2.4 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ である。

以上の検討結果から大気圧下（内圧力，ゼロ）での耐熱衝撃強度は表面傷が A タイプの場合では理論的に $\Delta T_A = 31.9^\circ\text{C}$ が，また表面傷が C タイプと仮定される試料びんに対する実験結果からは $\Delta T_C = 57.0^\circ\text{C}$ が得られた。この熱衝撃値の差異は両者の表面傷の形状，伸長方向等の違いに対応すると考えてよい。したがって両者の耐熱衝撃強度（温度差）の比は以下になる。

$$\frac{\Delta T_C}{\Delta T_A} \doteq 1.79 \quad (10)$$

この値による補正を施すことにより表面傷 A タイプ，C タイプ間の耐熱衝撃強度の対応関係を定量的に把握し得ると考えられる。

また (11) 式の値は (5) 式及び (8) 式から大気圧下での耐熱衝撃破壊時の熱応力の比 σ_2/σ_1 に対応すると考えてよく，したがって以下の関係が成立すると考えられる。

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{\Phi}{F(\beta, \gamma)} \cdot \frac{Y}{M} \quad (11)$$

$$= 1.79$$

ところでクラックに関する形状係数の比 Y/M は円筒肉厚 D とクラック深さ c の関数で表される。また Y は以下の式で表される²⁶⁾。

$$Y \doteq 1.12 - 0.231 \left(\frac{c_1}{D} \right) + 10.55 \left(\frac{c_1}{D} \right)^2 - 21.72 \left(\frac{c_1}{D} \right)^3 + 30.39 \left(\frac{c_1}{D} \right)^4 \quad (12)$$

また M の値は ASME の Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI の Appendix A^{27), 28)} のデータを引用し，試料びんの肉厚 5 mm，クラック深さ 0.4 mm における Y/M を計算すると約 1.05 という値が得られた。 $\Phi \doteq 1.1 \sim 1.2$ 及び $Y/M \doteq 1.05$ という値を (11) 式に代入して $F(\beta, \gamma)$ の値を求めると， $F(\beta, \gamma) \doteq 0.65 \sim 0.70$ 程度の値が得られた。

5.2 内圧力負荷下での耐熱衝撃破壊の検討

図 4 においてびん破壊時の急冷による熱衝撃値と内圧力による静的応力の間には負の直線関係のあることが実験結果として得られたが，この直線関係を破壊力学の立場から理論的に導き出すべく以下のような検討を行った。

まず表面傷が A タイプのびんを想定し，あらかじめ所定の内圧力を負荷してびん外表面を急冷した場合について検討してみる。熱応力を $G(r, t)$ ，内圧力による静的な応力を $G(r, p)$ とすれば，総応力 $G(r, t)$ は以下のよ

うに示される。

$$G(r, t) = G_0(r, t) + G(r, p) \quad (13)$$

ここで $G_0(r, t) = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot G_1(r, t)$, $G(r, p) = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot F$ とおいて，式を無次元化すれば以下になる。

$$\frac{1-\nu}{\alpha \cdot E} \cdot G(r, t) = G_1(r, t) + F \quad (14)$$

ここで F はガラス円筒を急冷した場合に外表面に発生する最大熱応力を 1 とした場合の比として無次元化したものである。

ところで本研究においては F の値として 0.05, 0.1, 0.2 及び 0.3 の 4 水準をとった。なおこの F 値の範囲は本実験で試料びんに負荷した最高内圧力が $18 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$ (図 3 参照) であったところから，その値にほぼ対応する値として F 値は最高 0.3 までとした。

次にこれら内圧力負荷条件でびんに熱応力を与えた場合の応力拡大係数 K_I の時間的経過を Bueckner²¹⁾ の Weight function を用いて計算を行い，その結果を図 12 に例示する。図 12 のグラフ群において表面傷深さ 0.4 mm に対応するびん破壊時の破壊応力を熱衝撃値（温度差 ΔT_A ）として，グラフの縦軸から読み取って (9) 式のような計算を行い， ΔT_A を求めてその結果を表 2 に示す。次に (10) 式の対応関係から ΔT_C が算出し得て，その結果を同じく表 2 に示す。

ところで ΔT_C として表されたびんが破壊したときの温度差は非定常熱応力としての熱衝撃値 (ΔT_i) と内圧力 P の負荷による定常応力に対応した熱衝撃値 (ΔT_p) の和と考えてよいから以下のように示される。

$$\Delta T_C = \Delta T_i + \Delta T_p \quad (15)$$

ここで (15) 式より以下の関係が導かれる。

$$\Delta T_i = \frac{1}{1+F} \cdot \Delta T_C, \quad \Delta T_p = \frac{F}{1+F} \cdot \Delta T_C \quad (16)$$

(16) 式より F のそれぞれの値に対する ΔT_i 及び ΔT_p を求めて表 2 に示す。

ところで ΔT_p によりびん外表面の円周方向に発生する応力 σ_p は以下のように示される。

$$\sigma_p = \frac{\alpha \cdot E}{1-\nu} \cdot \Delta T_p \quad (17)$$

一方内圧力 P を負荷した場合にびん外表面の円周方向に発生する応力 σ_p は以下のように示される²⁹⁾。

Table 2. Calculations of temperature difference/internal pressure relations at a bottle breakage for various F -values.

F-Value	ΔT_A ($^\circ\text{C}$)	ΔT_C ($^\circ\text{C}$)	ΔT_i ($^\circ\text{C}$)	ΔT_p ($^\circ\text{C}$)	P (kg/cm^2)
0	31.9	57.0	57.0	0	0
0.05	29.6	52.8	50.3	2.5	6.1
0.10	27.6	49.3	44.8	4.5	10.9
0.20	24.3	43.4	36.1	7.2	17.6
0.30	21.7	38.7	29.8	8.9	21.8

Fig. 12. Normalized thermal stress intensity factor (K_I) as a function of crack depth with elapsed time as a parameter.

$$\sigma_p = \frac{2 R_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \quad (18)$$

(17) 式及び (18) 式から ΔT_p と P の関係が求まり、 ΔT_p に対応する P を計算して表 2 に示す。

以上の理論計算から得られた ΔT_i と P の関係をプ

ロットして図 13 (グラフの ● 印 (calculated values) に対応) に示す。図 13 から明らかなように理論値は実測値とかなりよい一致が認められた。

5.3 内圧力の負荷時間と破壊強度の関係

耐熱圧強度試験においてびん外表面が冷却されてから

Fig. 13. Plot showing the relation between internal pressure and temperature difference at the bottle breakage.

Broken line : Line of extrapolation

破壊するまでに要した時間は1~3秒間程度の瞬間的なものであり、本実験における試料びんの瞬間耐内圧強度（所定の内圧力を負荷して1~3秒間経過後に破壊に至る強度と業界では定義されており、実用的な強度基準とされている^{9)~12)}）は図13のB点に対応しており、 $46.0 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$ が推定値として得られた。

なお試料びんの1分間持続耐内圧強度は実測値として $36.4 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$ が得られており、両者の比として $36.4/46.0 \div 0.79$ なる値が得られた。この比については Borchard²⁵⁾ によれば0.77を報告しており、Sigwart¹¹⁾、Schönbrunn¹²⁾ によれば0.79を報告している。したがって本実験の結果はこれらの値にほぼ一致していることが分る。

6. 結 語

リターナブル（回収、再使用可能）のガラスびんを対象として、びんに所定の内圧力を負荷した状態で、びん外表面に急冷による熱衝撃を与えた場合の強度特性について検討を行い、びん破壊時の内圧力と熱衝撃値（急冷による温度差を尺度とする）の間には直線関係のある

ことが分った。

またびん外表面に発生したクラック形状の差異とびん強度の関係について、表面傷が一樣深さで連続的に発生している場合（Straight-front crack）と半円状の場合、（Semi-elliptical crack）を比較すると、クラック深さが同じであれば、両者の破壊強度の比はクラック形状係数の比と対応関係にあることが分った。

文 献

- 1) J.B. Murgatroyd, *J. Soc. Glass Technol.*, 26, 22-34 (1942).
- 2) J.B. Murgatroyd, *J. Soc. Glass Technol.*, 28, 77-93 (1944).
- 3) W.D. Kingery, *J. Am. Ceram. Soc.*, 38, 1-15 (1955).
- 4) D. Bussing, *Glastechn. Ber.*, 37, 100-02 (1964).
- 5) S. Yokokura, *Rept. Res. Lab. Kirin Brewery Co., Ltd.*, 25, 57-62 (1983).
- 6) 横倉修一, 白倉 昌, 材料科学, 19, 323-29 (1983).
- 7) 横倉修一, 窯協, 91, 429-36 (1983).
- 8) S. Yokokura, Proceedings of the 17th Congress of European Brewery Convention, 237-43 (1979).
- 9) Deutsche Normen, DIN 52320 (1957).
- 10) L.H. Lehnert, *Glastechn. Ber.*, 28, 259-64 (1955).
- 11) H. Sigwart, *Glastechn. Ber.*, 25, 276-85 (1952).
- 12) G. Schönbrunn, *Glastechn. Ber.*, 38, 329-33 (1965).
- 13) 横倉修一, 吉田明輝, 窯協, 91, 196-98 (1983).
- 14) D. Stahn, *Glastechn. Ber.*, 50, 206-13 (1977).
- 15) A.F. Emery, *J. Basic Engineering*, 45, 45-52 (1966).
- 16) H.S. Carslaw and J.C. Jager, "Conduction of Heat in Solids", Oxford Univ. Press (1980) p.327-37, 489.
- 17) A.F. Emery, G.E. Walker and J.A. Williams, *J. Basic Engineering*, 48, 618-22 (1969).
- 18) D. Stahn and F. Kerkhof, *Glastechn. Ber.*, 50, 121-28 (1977).
- 19) G. Blauel, J.K. Kalthoff and D. Stahn, *J. Eng. Material and Technology*, 299-303 (1974).
- 20) R. Badallance, D.A. Krohn and D.P.H. Hasselman, *J. Am. Ceram. Soc.*, 57, 432-36 (1974).
- 21) G.C. Sih, "Mechanics of Fracture, Vol.1", Noordhoff International Pub., Leyden (1973) p.306.
- 22) 岡村弘之, "線形破壊力学入門", 培風館 (1976) p.119.
- 23) G.K. Bansal, *J. Am. Ceram. Soc.*, 59, 87-88 (1976).
- 24) J.J. Mecholsky, R.W. Rice and S.W. Freiman, *J. Am. Ceram. Soc.*, 57, 440-43 (1974).
- 25) K.H. Borchard, *VDI-Zeitschrift*, 1461-63 (1938).
- 26) 岡村弘之, "線形破壊力学入門", 培風館 (1976) p.217.
- 27) Appendix A. Evaluation of Flaw Indications, to ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, Rules for inservice inspection of nuclear reactor coolant systems (1974).
- 28) 金沢 武, 越賀房夫, "脆性破壊2", 培風館 (1981) p.101.
- 29) 例えば, 野原石松, "压力容器", 共立出版 (1972) p.122-23.