

# 計装化シャルピー衝撃試験における荷重較正と試験片サイズの影響

小林 俊郎\*・井上 直也\*・坂口 明\*<sup>2</sup>・戸田 裕之\*

Effect of Specimen Size on the Load Calibration in the Instrumented Impact Test

Toshiro KOBAYASHI, Naoya INOUE, Akira SAKAGUCHI and Hiroyuki TODA

**Synopsis** : Accurate measurement of load is essential in the instrumented impact test. Especially, significant variation in load has been reported in the instrumented Charpy impact test, for example when miniaturized specimens were tested. Load calibration values are evaluated by means of both finite element analyses and experiments. Decrease in specimen thickness results in slight decrease of calibration parameters. This is attributable to strain localization near the region in which strain gages are placed. The results strongly suggest that the system must be calibrated for each different size of specimens to know accurate toughness data.

**Key words**: instrumented Charpy impact test; load calibration; fracture toughness; FEM.

## 1. 緒言

衝撃負荷条件下の材料の破壊特性を評価する方法として油圧サーボ式<sup>1)</sup>、ホプキンソン棒式<sup>2)</sup>、落重式<sup>3)</sup>および計装化シャルピー式衝撃試験法などがある。特に、通常のシャルピー衝撃試験法を発展させた計装化シャルピー式衝撃試験法は、他の試験法と比較して試験設備がコンパクト、試験実施が比較的容易、コンピュータの援用により衝撃破壊特性の簡便な評価が可能<sup>4)</sup>と言った利点を有し、広く普及している。小林らは従来よりこの方法に関し多くの研究を行っており、最近ではこの方法で動的な破壊じん性を簡便に測定するCAIシステムも開発している<sup>5,6)</sup>。これら衝撃試験に共通した問題点は、精確な荷重の測定である。計装化シャルピー衝撃試験機の荷重は、タップの先端近傍に貼付された歪ゲージからの出力電圧と荷重較正值から求められる。しかし、この方法では、例えば原子炉内での中性子照射脆化や構造材料の経年劣化評価等の目的で、微小あるいは標準外の寸法の試験片を用いる場合が多々ある<sup>7)</sup>。このような場合の測定荷重は、試験片のサイズによって荷重較正值が変化しないという仮定の上で計算されている。

しかし、試験片の板厚が6 mmから5 mmへ1 mm減少した場合、荷重較正值が約3%増加するという報告がある<sup>8)</sup>。もちろん、これは、歪ゲージの貼付位置や計装化タップの形状等に起因する感受性によって変化する。しかし、板厚10 mmの標準サイズ試験片からハーフサイズ試験片、さらに微小な1/6サイズ試験片<sup>9)</sup>と板厚が減少した場合、測定荷重および解析結果に与える影響は、さらに大きくなる

容易に予想される。JISでは、1993年に計装化装置について規格を制定している<sup>10)</sup>。これによれば、衝撃力検出器の精度として±2%の高精度が要求されている。例えば試験片のサイズが変化した場合でも、同一の荷重較正值を適用して良いのかどうか大きな疑問が残るし、歪ゲージ添付位置や方法等についてもあいまいさが残されたままである。

そこで、本研究では、試験片幅を広範囲に変化させ荷重較正試験を行い、試験片の幅が荷重較正值および測定荷重に与える影響を評価する。さらに、この測定荷重が解析値に与える影響についても評価する。また、有限要素法解析により、計装化タップ内の歪分布を求め、荷重較正值が変化するメカニズムを明らかにすると共に、歪ゲージの貼付位置が測定荷重に与える影響についても定量的に明らかにすること等を目的とした。

## 2. 実験および解析方法

### 2.1 供試材および試験片

供試材は、原子炉圧力容器用鋼ASTM A508cl.3鋼(板厚150 mm)である。その化学組成をTable 1に示す。Fig. 1(a)は、荷重較正試験用の試験片の模式図である。試験片は板厚の1/4レベルから長手方向が圧延方向になるように採取

Table 1. Chemical composition of A508 cl.3.

(mass %)										
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
0.17	0.26	1.46	0.003	0.001	0.76	0.14	0.51	0.002	0.01	0.017

平成10年9月7日受付 平成10年10月12日受理 (Received on Sep. 7, 1998; Accepted on Oct. 12, 1998)

\* 豊橋技術科学大学 (Toyohashi University of Technology, 1-1 Hibarigaoka Tempaku-cho Toyohashi 441-8580)

\*2 豊橋技術科学大学大学院生 (現: 三協アルミニウム工業 (株)) (Graduate Student, Toyohashi University of Technology, now Sankyo Aluminum Industry Co., Ltd.)

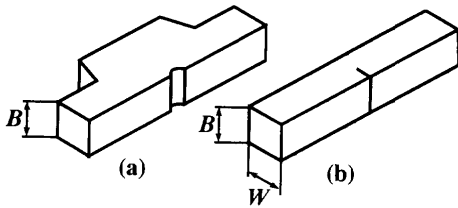


Fig. 1. Schematic illustrations of (a) the specimen for the load calibration and (b) that for fracture toughness test.

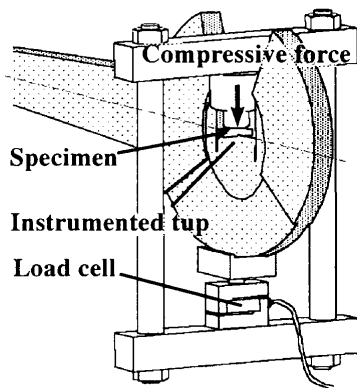


Fig. 2. Schematic illustration of the load calibration in the instrumented Charpy test in accordance with JIS standard.

し、試験片の板厚 $B$ は、10, 5, 3, 1.5 mmと変化させた。その他の寸法はJIS B 7755-93に準拠した<sup>8)</sup>。Fig. 1(b)は、計装化シャルピー衝撃試験に使用した三点曲げ試験片である。三点曲げ試験片の板厚 $B$ は、10, 5, 3 mmと変化させた。試験片板幅 $W$ は、き裂先端の歪速度 $\dot{\epsilon}$ が $W$ により変化するため<sup>11)</sup>、歪速度を一定とする目的で10 mmとした。疲労予き裂は、初期き裂長さ $a_0$ が $a_0/W=0.6$ となるように導入した。スパン間隔 $S$ は $S/W=4$ と一定にした。

## 2.2 荷重校正試験

荷重校正試験は、JIS B 7755-93に準拠して行った<sup>8)</sup>。用いた試験機は、容量98J計装化シャルピー衝撃試験機である。Fig. 2は、荷重校正試験の模式図である。試験片を打撃するタップの両側には、タップ先端から約35 mmの位置に荷重方向と水平となるように、半導体歪ゲージを貼付した。油圧ポンプにより負荷された荷重 $P$ は、荷重校正用の試験片を介して、この計装化タップに伝達される。半導体歪ゲージは、対辺2アクティブ法<sup>12)</sup>のブリッジ回路を形成しており<sup>13)</sup>、出力電圧 $V$ は、1枚の歪ゲージから出力される電圧の2倍となる。荷重校正試験により得られた $V$ と $P$ の関係から荷重校正値 $C$ を(1)式により求めた。

$$C = \Delta P / \Delta V \dots \dots \dots (1)$$

最大負荷荷重 $P_m$ は、荷重校正用試験片の塑性変形が認められない程度とし、 $B$ が10 mmから3 mmの試験片では6 kNとし、 $B$ が1.5 mmの試験片では3 kNとした。荷重校正試験は三回行い、三回の平均値をもって $C$ とした。

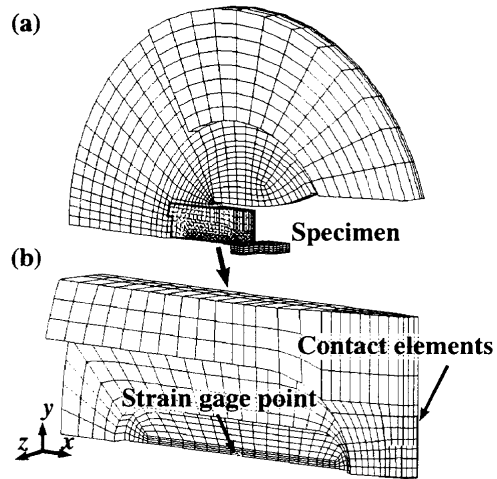


Fig. 3. Finite element models of the Charpy hammer with a specimen for load calibration. (a) Whole elements and (b) an enlarged view around instrumented tup.

## 2.3 計装化シャルピー衝撃試験

計装化シャルピー衝撃試験は、荷重校正試験と同じ試験機を用いて室温で行った。計装化タップが試験片に衝突する際の速度である初期負荷速度 $V_0$ は、全ての試験片において3.7 m/sで一定とした。荷重や変位の計測データの集積および解析は、小林らにより開発されたCAIシステムにより行った<sup>14,15)</sup>。き裂発生点は、コンプライアンス変化率法<sup>12)</sup>により決定した。動的な弾塑性破壊じん性値 $J_d$ は、ASTM E813-89<sup>16)</sup>に準拠して(2)式により計算した。

$$J_d = J_{d(el)} + J_{d(pl)} = \frac{(1-\nu^2)K_d^2}{E} + \frac{2A_{(pl)}}{Bb_0} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $K_d$ はき裂発生時の応力拡大係数、 $\nu$ はポアソン比、 $E$ はヤング率、 $b_0$ はリガメント、 $A_{(pl)}$ は、き裂発生までに塑性変形に費やした仕事量である。

## 2.4 有限要素法解析

### 2.4.1 解析モデル

Fig. 3(a)は、計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー部分と荷重校正用試験片の有限要素モデルである。この解析モデルは、ハンマーアームが無いものと仮定した上で、左右および上下の対称条件を利用して、三次元1/4サイズとした。解析モデルの要素は、三次元八節点六面体ソリッド要素とした。Fig. 3(b)は、計装化タップ部分の拡大図である。計装化タップ先端と試験片が接触する部分および歪ゲージの貼付位置付近における要素は、特に要素サイズが密になるように、また、計装化タップ先端と試験片が接触する部分には、1つの接触節点 $M$ と3つの節点から構成される標的面からなる三次元四節点の接触要素を配置した。ここでの接触解析がこの試験では重要と考えている。解析モデルの総要素数は2984、総節点数は4043である。

2.4.2 接触解析

接触問題は、接触領域の大きさとクーロン摩擦の非可逆性といった2つの非線形性を有している<sup>17)</sup>。有限要素法解析では、これらの非線形問題を取扱うために負荷過程を複数に分割し、その都度接触状態を判定し接触力を計算する。接触状態は、完全に密着しすべりを生じていない固着状態、密着しているが非弾的にすべりを生じているすべり状態、接触していない非接触状態の3つの状態に判定できる。

標的面上の極座標平面  $x_e-y_e$  の法線方向に発生する接触力  $f_n$  は、(3)式に示すベナルティ関数法により計算した<sup>18)</sup>。

$$f_n = \begin{cases} K_n g & \text{if } g \leq 0 \\ 0 & \text{if } g > 0 \end{cases} \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 $K_n$  は接触剛性、 $g$  は標的面上の極座標平面  $x_e-y_e$  から  $M$  までの法線方向距離である。ここで  $K_n$  は、 $K_n = n_c E$  と仮定し、 $n_c$  を増加させた場合の  $g$  と収束時間を求める予備実験を行い、 $n_c$  を 0.1 と決定した。この値は、負荷荷重が 0.5 kN の時、最大食込み量  $g_m$  が約 94.2  $\mu\text{m}$  となる値である。 $n_c$  が 10 の計算結果と比較した場合、計算時間は 80% 減少し、 $g_m$  は 0.02% 増加した。

接線方向に発生する摩擦力  $f_s$  は弾性クーロン摩擦に従うものと仮定し、(4)式により与えた。

$$\vec{f}_s = -\mu_d \vec{f}_n \dots\dots\dots(4-1)$$

$$\begin{cases} f_s = \vec{f}_s & \text{if sliding} \dots\dots\dots(4-2) \\ f_s = n_f \vec{f}_s & \text{if sliding} \dots\dots\dots(4-3) \end{cases}$$

ここで、 $n_f$  は摩擦係数比であり、静摩擦係数  $\mu_s$  / 動摩擦係数  $\mu_d$  で与えられる。本解析では、文献値より  $\mu_s = 0.8$ 、 $n_f = 1.538$  とした<sup>19)</sup>。また、 $f_s$  は標的面上の極座標平面  $x_e-y_e$  における接線方向力であり(5)式により与えられる。

$$f_s = (f_x^2 + f_y^2)^{1/2} \dots\dots\dots(5-1)$$

$$\begin{cases} f_x = K_t \eta_x^e \dots\dots\dots(5-2) \\ f_y = K_t \eta_y^e \dots\dots\dots(5-3) \end{cases}$$

ここで、 $\eta_e$  は、 $M$  の極座標面上における  $x, y$  方向の移動量であり、 $K_t$  は、接線剛性である。 $K_t$  は、本来  $K_n$  と独立した値である。本解析では、 $K_t = K_n / 10$  と仮定した。なお、収束計算は、ニュートン-ラプソン法によった。また、モデルの材料特性は、荷重較正試験の特性上、線形であると仮定し、ヤング率  $E$  を 210 GPa、ポアソン比  $\nu$  を 0.3 とした。 $P_m$  は、 $B = 10$  mm の場合の荷重較正試験と同じ 6 kN とした。

3. 実験結果および考察

3.1 荷重較正試験

Fig. 4 は、試験片の材質が A508 の場合の荷重較正試験の

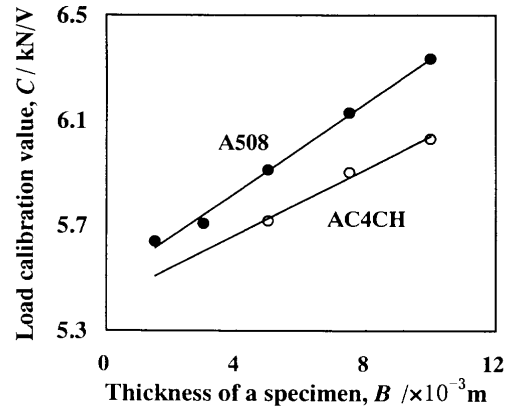


Fig. 4. Effect of the thickness of specimens,  $B$ , on the load calibration value,  $C$ , in A508 and AC4CH.

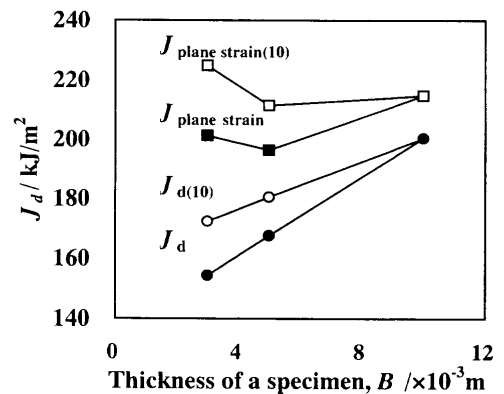


Fig. 5. Effect of the load calibration value on  $J_d$  in A508.

結果である。図中には、参考に試験片の材質が AC4CH (アルミ合金物) の場合についても示している。どちらの場合も、 $C$  は  $B$  の減少に伴い低下している。A508 の場合、 $C$  は  $B$  が標準サイズの 10 mm から 3 mm まで減少した場合 9.9%、1.5 mm まで減少した場合 11.0% 低下した。このため、測定荷重は、 $B = 10$  mm の荷重較正值  $C_{10}$  を  $B = 3$  mm の試験に適用した場合 9.9%、 $B = 1.5$  mm の試験に適用した場合 11.0% 過大となる。この時の  $B$  と  $C$  の相関係数は 1.0 となり、今回実験した  $B = 1.5$  から 10 mm の範囲では、 $C$  はほぼ直線的に低下している。材質が AC4CH の場合も、実験を行った  $B = 10$  mm から 5 mm の範囲で、 $B$  の減少に伴い  $C$  は直線的に低下している。以上の実験結果より、試験を行う材料について、 $B$  と  $C$  の関係を予め求めておけば、ある任意の板厚の試験片の  $C$  を予想することができる。

3.2 計装化シャルピー衝撃試験

Fig. 5 は、各試験片の板厚ごとの  $C$  を測定し、その  $C$  を適用して計算した  $J_d$  と  $C_{10}$  を適用して計算した動的破壊じん性値  $J_{d(10)}$  の比較である。通常の試験では、 $B \neq 10$  mm の試験片に対しても  $C_{10}$  を適用し測定荷重を計算しているため、この方法に基づき  $J_{d(10)}$  を計算している。Fig. 4 で示した通り、 $B$  が減少するに伴い  $C$  は直線的に減少する。そのため、 $C_{10}$  をそのまま適用した場合、 $B$  の減少に伴い測定荷重は大きくなり  $J_{d(10)}$  は過大評価となる。例えば、

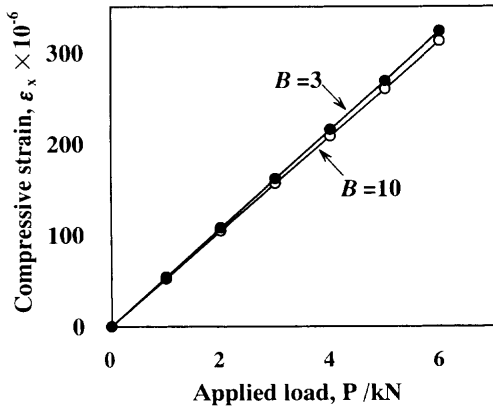


Fig. 6. Predicted compressive strain,  $\epsilon_x$ , at the gage position (35 mm) as a function of the applied load,  $P$ .

$B=3$  mmの場合、11.7%大きくなる。 $B$ が減少すると応力状態が平面歪から平面応力、さらには塑性崩壊へと変化することが知られている。しかしながら、本実験では $B=3$  mmの試験片でも中央部には平坦破壊部が存在した。このような場合のき裂発生点の検出には困難さも伴うが、き裂進展開始時の荷重成分の低下により破壊じん性値が低下を示すものと考え<sup>9)</sup>。本実験でも、 $B$ が10 mmから3 mmに減少すると、 $J_d$ は23.0%低下した。このような場合、塑性拘束を考慮した傾斜破壊と平坦破壊の混合解析を適用することにより、平面歪状態での $J$ 積分値 $J_{\text{plane strain}}$ を(6)式より推定することができる<sup>9,20)</sup>。

$$J_{\text{plane strain}} = J_d / \left\{ 1 - \left( 1 - \frac{1}{m'} \right) \frac{2B_s}{B} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $m'$ は塑性拘束係数であり、 $a/W=0.6$ の試験片では $m'=1.46$ である<sup>20)</sup>。また、 $B_s$ は試験後の破面に観察される傾斜破壊部の厚さである。Fig. 5中に、(6)式より計算した $J_{\text{plane strain}}$ の結果を示す。図中の $J_{\text{plane strain}(10)}$ は、 $B \neq 10$  mmの場合でも、 $C_{10}$ を適用して計算した値である。例えば、 $B=3$  mmの $J_{\text{plane strain}(10)}$ は、 $B=10$  mmの $J_{\text{plane strain}}$ と比較して11.7%大きい値を示した。ここでも $C_{10}$ を適用した $J_{\text{plane strain}(10)}$ は過大に評価されている。この他にも、微小試験片の結果から標準サイズ試験片の結果に対応する妥当な値を推定しようとするアプローチが数多く提案されている<sup>17,21)</sup>。このようなアプローチは、正当な値を導くこと、そして、安全側の結果を導くことが要求される。 $B$ の減少に伴い $C$ が低下する影響を無視した場合、測定荷重および解析結果は過大評価となることに注意しなければならない。

### 3.3 有限要素法解析

#### 3.3.1 実験結果と解析結果の比較

Fig. 6は、負荷荷重 $P$ に対する歪ゲージ貼付位置(タップ先端より35 mm)における $x$ 軸方向の圧縮歪 $\epsilon_x$ の有限要素法解析の結果である。 $P$ の増加に伴い $\epsilon_x$ はほぼ直線的に増加している。 $P=6$  kNにおける $\epsilon_x$ は、 $B$ が10 mmから3 mmに

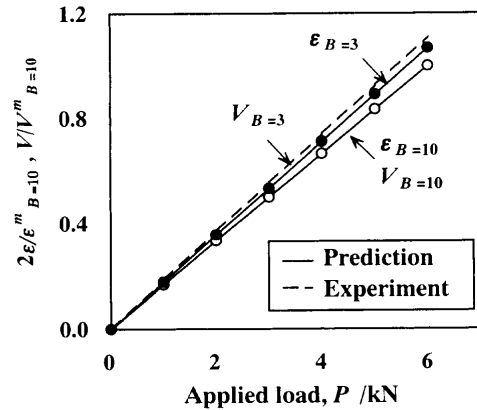


Fig. 7. Effect of the thickness of specimen,  $B$ , on the strain,  $\epsilon_x$ , from computation and the output voltage,  $V$ , from experiment.  $\epsilon$  and  $V$  are normalized with maximum strain in case of  $B=10$ ,  $\epsilon_m^{B=10}$ , and maximum voltage in case of  $B=10$ ,  $V_m^{B=10}$ , respectively.

減少すると3.4%増加した。

Fig. 7は、 $B=3$  mmと $B=10$  mmの時の有限要素法解析から求めた $\epsilon_x$ と実験より求めた $V$ の比較を示す。ここで、ブリッジ回路の出力特性上、 $V$ は $\epsilon_x$ の2倍となるため、 $\epsilon_x$ には係数として2を乗している。また、 $\epsilon_x$ および $V$ は $B=10$  mm、 $P=6$  kNの時の $x$ 軸方向の圧縮歪 $\epsilon_{10}$ および出力電圧 $V_{10}$ でそれぞれ無次元化している。ここで、荷重較正值の変化割合 $\Delta C$ は(1)式で表される。前述したようにMarurらは、材質が6061Al合金の試験片を用いて荷重較正試験を行い、 $B$ が6 mmから5 mmへ1 mm減少すると $C$ が約3%増加すること、 $B$ の影響は小さいことを明らかにしている<sup>5)</sup>。しかしながら、有限要素法解析から求めた $C$ は、 $B$ が10 mmから3 mmへ減少した場合、6.9%低下した。この値は、実験から求めた減少割合9.9%と比較すると3.0%小さいものの、良い一致を示している。この結果は、Marurの結果とは逆の傾向を示している。この相違は、Marurの実験は、試験片幅の変化が1 mmと小さいこと、ハンマーおよび計装化タップの形状の相違に起因する荷重の感度の違い、荷重計測システムの精度による誤差等が原因であると考えられる。本報告では、実験結果および解析結果から、試験片幅が減少した場合に荷重較正值は低下し、微小試験の場合、その影響は無視できないと結論する。

#### 3.3.2 試験片幅が計装化タップの歪分布に与える影響

Fig. 8は、有限要素法解析より求めた計装化タップ部分の $\epsilon_x$ の分布を示す。ここで、試験片と計装化タップの周囲のハンマー部分は表示していない。(a)は、 $B=10$  mmの場合、(b)は、 $B=3$  mmの場合である。 $B$ が減少すると、計装化タップ先端と試験片が接触する部分から計装化タップ側の位置に、 $\epsilon_x$ が集中した領域が現れる。この時、 $\epsilon_x$ の最大値 $\epsilon_x^m$ は $B$ 減少に伴い約2.7倍上昇している。また、 $\epsilon_x$ が集中した領域の上方には、引張り方向の歪が集中した領域が現れ、その最大値は、 $B$ 減少に伴い約1.2倍上昇している。

Fig. 9は、Fig. 8の計装化タップ部分で、特に、歪ゲージ

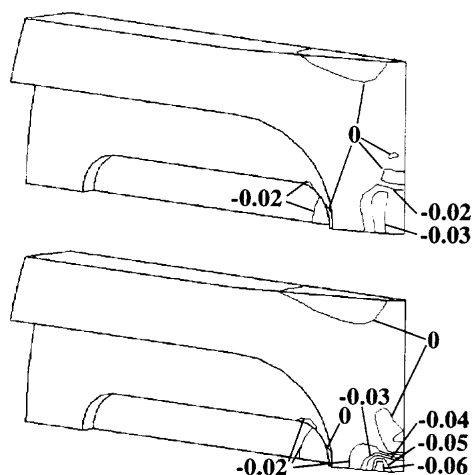


Fig. 8. Contour maps of the strain in  $x$  direction,  $\epsilon_x$ , within the instrumented tup. Specimen thickness,  $B$ , is (a) 10 mm and (b) 3 mm. Applied load,  $P$ , is 6 kN.

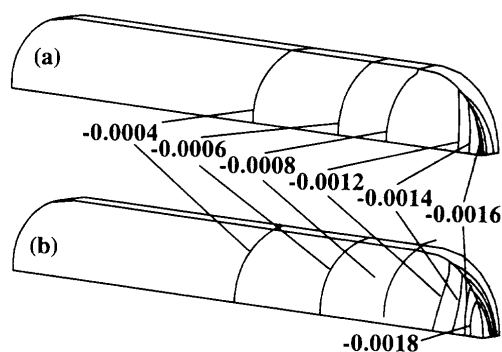


Fig. 9. Contour maps of the strain in  $x$  direction,  $\epsilon_x$ , within the plate attached a strain gage. Specimen thickness  $B$  is (a) 10 mm and (b) 3 mm. Applied load,  $P$ , is 6 kN.

を貼付している薄板状の領域を選択して表示した図である。この様に薄板状の領域中でも、 $B$ が減少するとその影響を受け $\epsilon_x$ は変化し、計装化タップ前方に集中する傾向を示す。この領域内の $\epsilon_x$ は、 $B$ が10 mmから3 mmに減少すると約1.3倍上昇している。このように、通常の引張り試験機や圧縮試験機に使用されるロードセルとは異なり、計装化タップの測定荷重は、 $B$ の影響を受けて変化する。 $B$ に対する計装化タップの感受性は、計装化タップのデザインにより大きく影響を受けるため、今後は、このような歪分布の解析を用いて $B$ に鈍感な計装化タップの設計開発を行う必要がある。

### 3.3.3 歪ゲージ位置が荷重較正值に与える影響

Fig.10の結果は、歪ゲージを貼付するための領域内でさえ、歪の分布が均一ではなく、計装化タップ先端に近いほど計装化タップ内の $\epsilon_x$ は高いことを示している。Fig.10は、計装化タップ先端の中心を極座標の原点とし、そこからの $x$ 方向距離 $d_x$ における $\epsilon_x$ の変化を示す。実際に歪ゲージを貼付している $d_x=35$  mmの位置において、 $B=10$  mmの場合の $\epsilon_x$ と3 mmの場合の $\epsilon_x$ の差は3.4%であるが、 $d_x=20$  mm

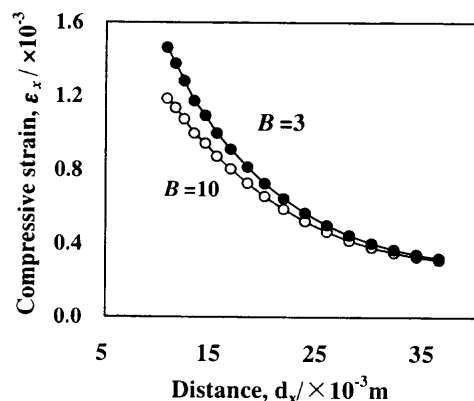


Fig. 10. The strain of  $x$  direction,  $\epsilon_x$ , along the center of the instrumented tup in a part of the plate attached a strain gage.  $d_x$  is distance from a top of the instrumented tup. Applied load,  $P$ , is 6 kN.

の位置では10.6%、歪ゲージを貼付するための薄板部分で最も計装化タップ先端に近い $d_x=10$  mmの位置では30.0%まで緩やかに上昇している。これらの結果より荷重較正值の低下すなわち測定荷重の増加は、ブリッジ回路の特性上 $\epsilon_x$ の2倍となること、および、3.3節の結果から実験と解析の誤差が3.0%あることを考慮すると、 $d_x=20$  mmの位置では24.2%、 $d_x=10$  mmの位置では63.0%にも達すると予想される。計装化タップの感度を上げる場合、歪ゲージはタップの前方に貼付した方が良くと経験的に言われているが<sup>22)</sup>、この場合、試験片サイズの影響を大きく受けることに注意が必要であり、実験を行う試験片サイズごとの $C$ を求める必要がある。

## 4. 結言

試験片の板厚を1.5 mmから10 mmまで変化させて計装化シャルピー衝撃試験機の荷重較正試験を行い、求めた荷重較正值 $C$ から計算した測定荷重が解析値に与える影響について評価した。また、有限要素法解析を用いて $C$ が変化するメカニズムを明らかにし、歪ゲージの貼付位置による測定荷重の変化について定量的に評価した。その結果、以下の結論が得られた。

(1) 荷重較正試験結果より、試験片の幅 $B$ の減少に伴い $C$ は直線的に低下する。 $B$ が10 mmから3 mmまで減少すると $C$ は9.9%、1.5 mmまで減少すると $C$ は約11.0%低下する。そのため、測定荷重は、 $B=10$  mmの荷重較正值 $C_{10}$ を $B=3$  mmの試験に適用した場合9.9%、 $B=1.5$  mmの試験に適用した場合11.0%過大となる。

(2) 実験結果より、 $B=3$  mmの試験に、 $C_{10}$ を適用した場合、 $J_d$ は11.7%過大評価となることを明らかにした。

(3) 有限要素法解析結果より、 $B$ が10 mmから3 mmまで減少すると計装化タップ表面の最大圧縮歪は $\epsilon_x$ は約2.7倍となる。 $B$ の減少に伴う測定荷重の増加は、試験片と計

装化タッポの接触面近傍に歪が局在化し、その結果歪ゲージ貼付位置の圧縮歪 $\epsilon_x$ も高くなり $C$ が低下することが原因である。

(4)  $B$ の減少に伴う測定荷重の増加は、歪ゲージの貼付位置が計装化タッポ先端に近づく程大きくなる。有限要素法の解析結果より、歪ゲージの貼付位置が計装化タッポの先端の方へ15mm移動した場合、測定荷重は24.2%過大となると予想され、歪ゲージ貼付位置が極めて重要となることを明らかにした。

## 文 献

- 1) Z.M.Sun, T.Kobayashi, H.Hukumasu, I.Yamamoto, K.Shibue: *Metal. Trans. A*, **29A** (1998), 263.
- 2) T.Yokoyama: *J. Press. Vess. Tech.*, **115** (1993), 389.
- 3) E.Lucon: *Evaluating Material Properties by Dynamic Testing*, ed. by E.V.Walle, Mechanical Engineering Publication Limited, Belgae, (1996), 149.
- 4) T.Kobayashi: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), 654.
- 5) T.Kobayashi and I.Yamamoto: *Bull. Jpn. Inst. Met.*, **32** (1993), 151.
- 6) T.Kobayashi, I.Yamamoto, M.Niinomi: *JTEV*, **21** (1993), 145.
- 7) I.Yamamoto, T.Maeda, T.Kobayashi and M.Morita: *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, **41** (1992), 1234.
- 8) P.R. Marur, K.R.Y.Shimha, P.S.Nari: *J. Test. Eval.*, **23** (1995), 267.
- 9) N.Sugiura, E.Isobe, I.Yamamoto and T.Kobayashi: *Tetsu-to-Hagané*, **80** (1994), 671.
- 10) JISB7755: 金属用衝撃試験機—計装化装置、日本規格協会、東京、(1993).
- 11) R.Sandstrom and Y.Bergstrom: *Met. Sci.*, **18** (1984), 177.
- 12) 高橋 賞, 河井正安: 歪ゲージ測定入門、大成社、東京、(1992).
- 13) T.Kobayashi, and M.Niinomi: *J. Mater. Test. Res. Assoc. Jpn.*, **1** (1986), 45.
- 14) T.Kobayashi, I.Yamamoto and M.Niinomi: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), 2133.
- 15) T.Kobayashi, I.Yamamoto and M.Kamimura: *Tetsu-to-Hagané*, **74** (1988), 903.
- 16) Standard Test Method for  $J_{IC}$ , A Measure of Fracture Toughness E813, ASTM, West Conshohocken, (1989).
- 17) M.Yakawa, H.Hirayama and Y.Ando: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **46-411(A)** (1980), 1220.
- 18) X.Chen, M.Mori, T.Hisada and H.Noguchi: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **61-589(A)** (1995), 2100.
- 19) 曾田範宗: 個体の摩擦と潤滑、丸善、東京、(1961), 311.
- 20) 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄: 数値破壊力学、実教出版社、東京、(1900).
- 21) T.L.Anderson and R.H.Dodds: *JTEV*, **19** (1991), 123.
- 22) T.Kobayashi: *Bull. Jpn. Inst. Met.*, **12** (1973), 546.