

斜角ノズル付球かくの応力に関する光弾性実験*

五十君 清 司**, 清 家 政 一 郎***
Kiyoshi ISOGIMI, Masaichiro SEIKA
吉 田 健†, 阿 部 恒 之††
Takeshi YOSHIDA, Tsuneyuki ABE

1. 緒 言

圧力容器の代表的な不連続部であるノズル接合部近傍の応力集中を解明することは、容器の設計に関連してきわめて重要な課題である。半径方向にノズルが接合した球かくの応力分布の問題については、著者ら⁽¹⁾⁽²⁾を始めとして多くの研究が行われてきている^{(3)~(7)}。しかしながら、実際の圧力容器では配管など構造上の必要から、ノズルが容器本体に対して斜めに接合する、いわゆる斜角ノズルを採用することが多い。このような場合の応力解析としては、かく理論を用いて近似的に解いた研究^{(8)~(11)}もあるが、多くは実際の容器模型を対象として凍結法光弾性によって実験的に取扱われている^{(3)(4)(11)~(14)}。しかし、ノズルの寸法、容器内側へのノズル突出し高さ、接合部すみ肉の曲率半径およびノズル取付角などを系統的に変えて、接合部に発生する応力集中を詳細に検討した研究は少ないようである。

本研究は、半球かくと円筒部からなる容器本体に、本体の軸と平行な軸を持つ1個のフラッシュ形あるいはスルー形ノズルが、半球かくに対して斜めに接合する場合を取上げ、内圧負荷によって接合部およびその近傍に発生する応力を凍結法光弾性実験により解析したものである。なお、この種の問題に対する従来の研究と異なり、本研究では素材(アルダイトB)をシリコンゴムの鑄型に注型してノズルと本体とを一体に製作したため、一層精度の高い実験結果を得ることができた。ノズルの直径、肉厚、本体内側への突出し高さ、接合部すみ肉の曲率半径およびノズル取付角を種々変えた模型を製作し、接合部周辺の応力分布を綿密に測定して、各部の寸法が応力集中に及ぼす影響を詳しく検討した。さらに、得られた実験結果を用い、各

寸法比をパラメータとして、接合部で特に問題となる応力成分を算出することのできる精度の高い実験式を導いた。

2. 実験方法

模型は前報⁽¹⁾⁽²⁾と同様の手順で図1に示すような形状に仕上げた。なおスルー形ノズルでは、ノズルが内側に突出す高さの最小値として、半球かくの内側でノズルの外周円が完全に形成される限界を取った。またノズルの長さおよび半球かくに接続した円筒部の長さは、いずれもその端が接合部近傍の応力分布に影響を及ぼさないように十分大きく取った。各部の称呼寸法を表1(a),(b)に示した。

内圧負荷による応力の凍結を前報と同様の方法で行い、凍結模型から図2に示すように主応力面内で2種類のスライス試験片を切り出した。なおスライスの採取にあたっては、予備的な実験を行い、ノズル接合部全周にわたって内外すみ肉部および穴縁での最大主応力の値を測定した結果、本実験で扱った寸法範囲内では、常に主応力面である対称軸断面上で最大応力が発生することを確かめた。図で、スライスIは対称軸断面内で厚さ約3mmに取り、スライスIIはスライスI

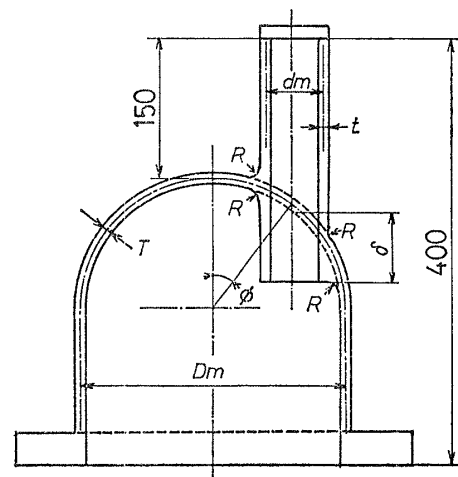


図1 模型の形状

* 昭和52年8月25日 北陸信越支部北陸地方講演会において講演, 原稿受付 昭和54年8月9日。

** 正員, 三重大学工学部(〒514 津市上浜町1515)。

*** 正員, 名古屋大学工学部(〒464 名古屋市千種区不老町)。

† 正員, トヨタ自動車工業会社(〒471 豊田市トヨタ町1)。

†† 正員, 東京芝浦電気会社(〒230 横浜市鶴見区末広町)。

の面に垂直に厚さ約2mmに取った。ここで、球かくの中心軸に近い方を鋭角断面スライス、他方を鈍角断面スライスとし、図示のように子午面内の応力成分を σ_t 、これに垂直な成分を σ_n として、これらの分布を公称応力 $\sigma_{nom} = D_m p_i / 4T$ との比で表すことにした。ただし、 D_m 、 T は球かくの平均直径mmおよび肉厚mm、 p_i は作用内圧kgf/mm²であり、本実験では $p_i = 0.002$ kgf/mm²に取った。

3. 実験結果および考察

3.1 接合部近傍の応力分布 図3(a),(b)には

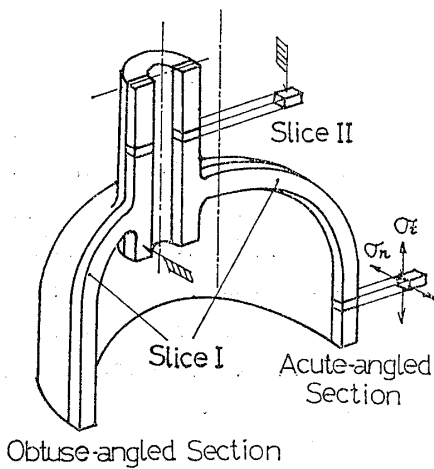


図2 スライス採取方法

フラッシュ形ノズルの場合の表面に沿う応力分布の一例を示した。図中の実線および破線はそれぞれ応力成分 σ_n および σ_t を表す。図示のように、鋭角および鈍角断面の内側穴縁すみに大きな応力集中が現れるが、この場合の最大応力は鋭角断面の内側すみに発生する周方向応力 σ_n である。この応力はノズル開口部から遠ざかるにつれて急激に減少する。図中にノズル開口部の中心からノズル外径とほぼ等しい距離離れた位置を鎖線で示したが、この位置では応力分布に及ぼすノズル接合の影響がほとんど無くなり、球かくの膜応力の値に近づく。図4(a),(b)にはスルー形ノズルの場合の応力分布の一例を示した。これは前例と同じ寸法比のもとで、ノズルが本体内側に十分突出した場合を取上げたものである。図示のようにスルー形ノズルの場合には、内外すみ肉部、ノズル穴縁の合計6箇所に応力の集中が起こる。この例の最大応力は鈍角断面内側すみ肉部に発生する子午線方向応力 σ_t であり、次いで鋭角断面内側すみ肉部の σ_t が大きくなる。なお、本例のように内側への突出し高さがかなり大きい時には、フラッシュ形ノズルの場合に常に最大値を示した鋭角断面穴縁の応力 σ_n は著しく緩和され、これに対してすみ肉部により大きな集中応力が発生するようになるので、これに着目して検討する必要がある。

3.2 ノズル穴縁における応力集中 フラッシュ形

表1 各部の称呼寸法

(a) フラッシュ形ノズル

D_m mm	T mm	R mm	R/T	d_m mm	d_m/D_m	t mm	t/T	ϕ°
176	7.5	2	0.27	17.6	0.10	4.5	0.6	15
		5	0.67	54.6	0.30	6.0	0.8	30
		10	1.33	88.0	0.50	7.5	1.0	40
				9.0	1.2	50		

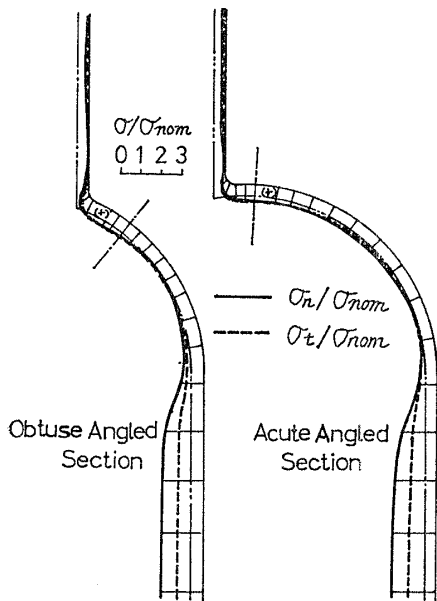
(b) スルー形ノズル

D_m mm	T mm	R mm	R/T	d_m mm	d_m/D_m	t mm	t/T	ϕ°	δ mm	δ/T
176	7.0	2	0.29	21.0	0.12	4.2	0.6	15	4.7	0.67
				19.5	0.11	5.6	0.8	25	11.3	1.61
				18.0	0.10	7.0	1.0	35	18.5	2.64
						45	36.0	5.14		
		5	0.71	57.5	0.33	4.2	0.6	15	16.5	2.36
				56.0	0.32	5.6	0.8	25	26.3	3.76
				54.5	0.31	7.0	1.0	35	36.0	5.14
				53.0	0.30	8.4	1.2	35	44.5	6.36
		10	1.43	92.5	0.53	4.2	0.6	15	36.0	5.14
				91.0	0.52	5.6	0.8		48.8	6.97
				89.5	0.51	7.0	1.0	23	61.5	8.79
				88.0	0.50	8.4	1.2			

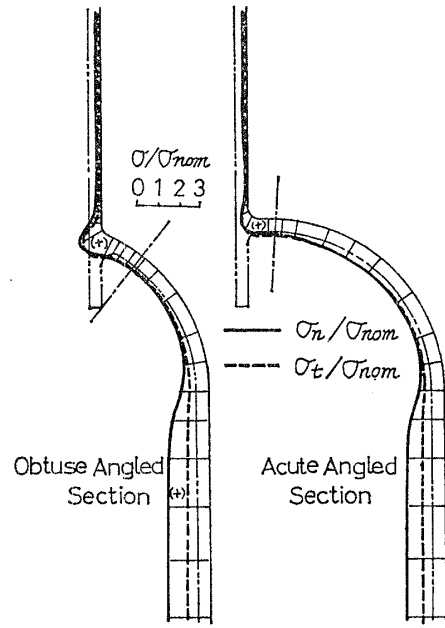
ノズル接合時には、最大応力は常に穴縁すみに発生する円周方向応力 σ_n であることが明らかとなった。そこで、鋭角、鈍角両断面の内側すみにおける応力集中に着目して、スライスIIから求めた両断面の厚さ約2 mm あたりの平均最大応力値 σ_n と公称応力 σ_{nom} との比を K_1, K_2 と定め、ノズル肉厚比 t/T および取付角 ϕ の各値について示した一例が図5である。図で $\phi=0^\circ$ における値は、前報⁽²⁾で求めた半径方向にノズルが接合した場合の結果である。 ϕ が増すに従って、鋭角断面側の応力比 K_1 はかなり増大するが、鈍角側の K_2 はほとんど変化しない。

つぎに、フラッシュ形ノズルをこれと同じ直径および肉厚のスルー形ノズルで置き換えた場合に、穴縁での最大応力がいかに軽減されるかを検討してみた。図6(a),(b)は、 K_1, K_2 とノズル突出し量 δ/T との関係をノズルと本体との平均直径比 d_m/D_m の各値について示したものである。いずれの断面においても、ノズルをわずかに突出すことによって穴縁の最大応力は著しく緩和されるが、特に鋭角断面においてその傾向が著しい。

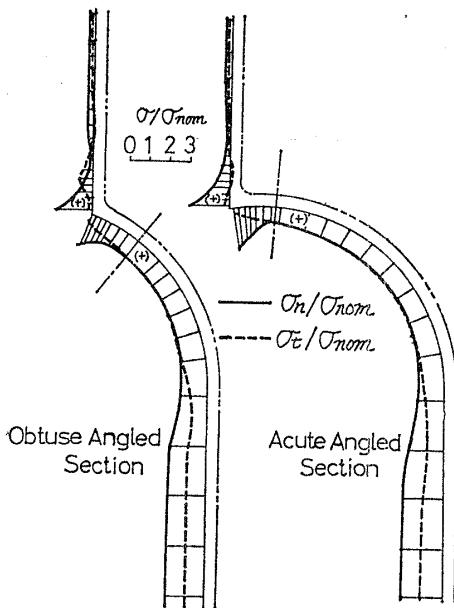
前述のように、フラッシュ形ノズルの最大応力 σ_n



(a) 外側表面



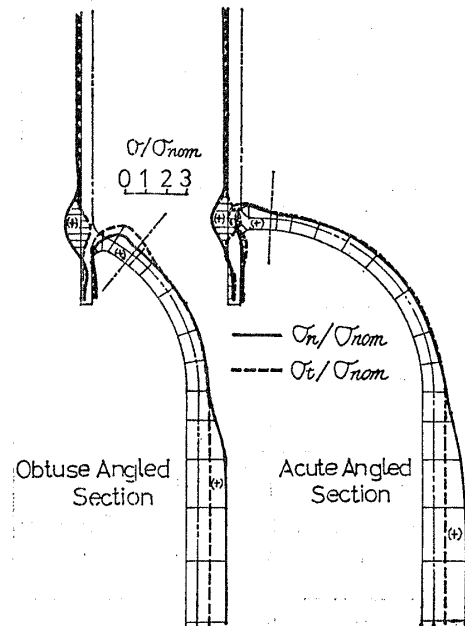
(a) 外側表面



(b) 内側表面

$d_m/D_m=0.10, t/T=0.8, R/T=0.67, \phi=15^\circ$

図3 表面に沿う応力分布 (フラッシュ形)



(b) 内側表面

$d_m/D_m=0.11, t/T=0.8, R/T=0.71, \delta/T=5.14, \phi=15^\circ$

図4 表面に沿う応力分布 (スルー形)

は、穴縁すみの厚さ約 2 mm あたりの平均値を採用した。しかし縁の線上に発生する真の最大応力値と比較すれば、これらの平均値はかなり低い値であると考えられる。そこで真の最大値に近い結果を得るために、前報⁽²⁾で行ったと同様に、くさび法⁽¹⁵⁾を併用して応力解析を行い、得られた結果をスライス II から求めた平均値と比較検討した。図 7 にその結果の一例を示した。図中の回印は、前報で得られた結果である。鋭角断面内側すみにおいては (K_1)、くさび法によって求めた最大応力値は、厚さ約 2 mm のスライスによる平均最大応力値よりもかなり高くなっており、ノズル取付角の増大とともにその差は約 18~35% に達する。他方、鈍角側においては、くさび法による値は取付角

の増大につれて幾分減少していくことが明らかとなった。以上のことから推定すれば、図 5, 6 に示した値は、縁の線上に発生する真の最大応力よりも 20~30% 程低い値を示していると考えられる。

3.3 穴縁とすみ肉部における応力集中の比較

3.1 節において述べたように、スルー形ノズルの場合の接合部での最大応力の発生位置は、ノズルの直径、取付角などの値により異なる。そこで各部寸法の変化に伴い、接合部各領域に発生する応力成分の最大値 σ_{it} , σ_{ot} , σ_{on} , σ_{in} , σ_n がいかに変化するかを、十分有効な突出し量である $\delta/T=5.14$ の場合について検討してみた。ここに添字 i および o はそれぞれ内側および外側すみ肉部を表し、 t および n は子午断面に平行な成分およびこれに垂直な応力成分を示す。図 8 (a), (b) には、各領域での最大応力と直径比 d_m/D_m との関係を示した。図示のように、鈍角断面の σ_{ot} を除く他の応力成分は、ノズル直径が大きくなるにつれて次第に増大する。これに対して鈍角断面の σ_{ot} は $d_m/D_m=0.3$ 付近で最大となっている。これは、ノズルが太くなるに伴って次第に内圧を受ける薄肉円筒の軸方向応力に近づくためと考えられる。またノズルが細い場合 ($d_m/D_m \cong 0.1$) には、常に鈍角断面に発生する σ_{it} が接合部での最大応力となる。他方ノズルが太くなると ($d_m/D_m \cong 0.5$)、鋭角断面の σ_{on} が最大となり、次いで同じ断面の σ_{ot} あるいは鈍角断面の σ_{on} が大きい値を取るようになる。すなわち本実験で取扱った範囲では、細いノズルの場合には鈍角断面の σ_{it} が、太いノズルでは鋭角断面の σ_{on} が問題となることが分かった。

3.4 すみ肉部の応力集中 上述のように、各ノズル直径に対して接合部での最大応力値およびその発生位置が明らかとなったので、ここではすべての範囲で

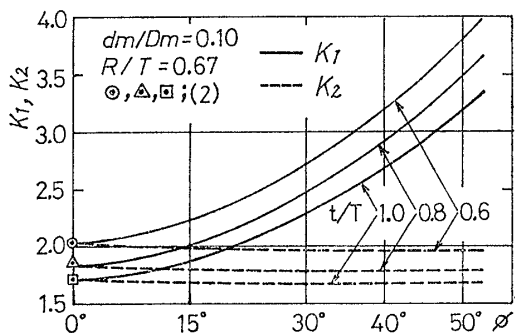
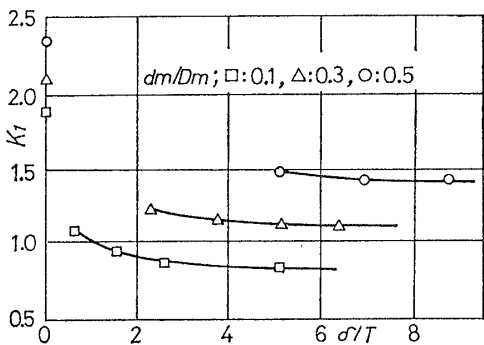
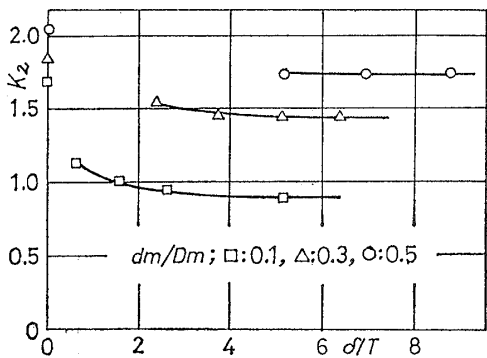


図 5 ノズル取付角の影響 (フラッシュ形)



(a) 鋭角断面



(b) 鈍角断面

$t/T=1.0, R/T=0.71, \phi=15^\circ$

図 6 ノズル突出し量の影響

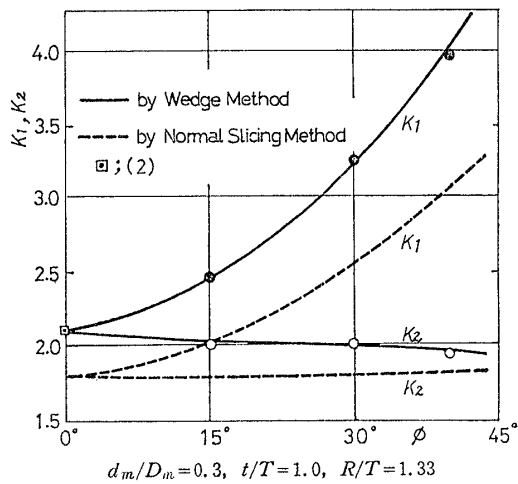


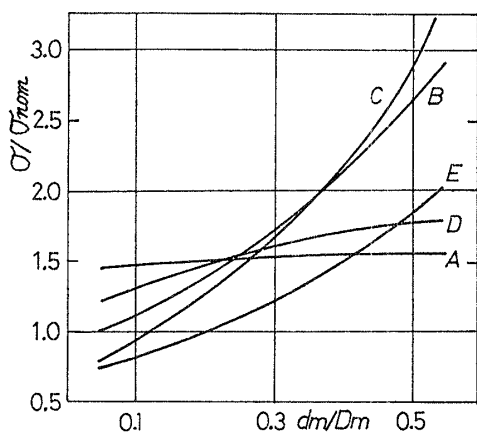
図 7 最大応力の比較

大きな値を示す内側すみ肉部の σ_{it} と外側すみ肉部の σ_{on} に着目し、各部の寸法比が両成分に及ぼす影響を検討する。なお σ_{it} , σ_{on} はともに公称応力との比で表し、鋭角および鈍角断面に対する値をそれぞれ K_{it} , K_{in} および K_{2t} , K_{2n} で示した。

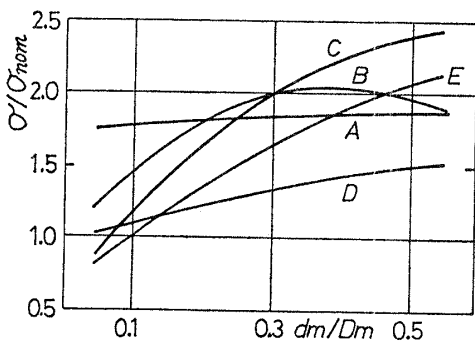
図9(a), (b)には、 t/T および R/T の各値と K_{it} , K_{2t} , K_{in} , K_{2n} との関係の一例を示した。図示のように、 R/T が大きくなるに従って応力比はいずれも減少するが、その傾向は K_{in} において特に著しい。また R/T が一定の場合には、 K_{in} , K_{2n} は t/T が減少するほど大きくなるが、 K_{it} , K_{2t} は逆の傾向がある。図10には、各応力比とノズル取付角との関係を示した。取付角が大きくなり、ノズル軸の本体中心軸からの偏心量が増すにつれて、鋭角側の K_{it} , K_{in} は次第に減少するが、鈍角側の K_{2t} , K_{2n} はほとんど変化しない。また図11には、各応力比に及ぼすノズル突出量 δ/T の影響を示した。 δ/T の増加により K_{it} , K_{2t} は次第に大きくなるが、 K_{in} , K_{2n} はいずれもほとんど変化がないことが分かる。

本実験の範囲内では、すみ肉部の応力集中に及ぼす

接合部の諸寸法の影響は、ノズル取付角 ϕ との関係を除けば、他の寸法比の場合にも上述の例と全く同様の傾向であった。またノズル取付角と応力比 (特に K_{2t}) との関係については、寸法比によっては図10の結果と異なった傾向を示す場合もあったが、その程度はあ



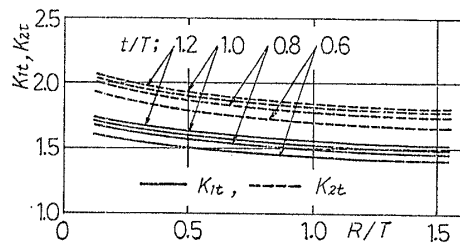
(a) 鋭角断面



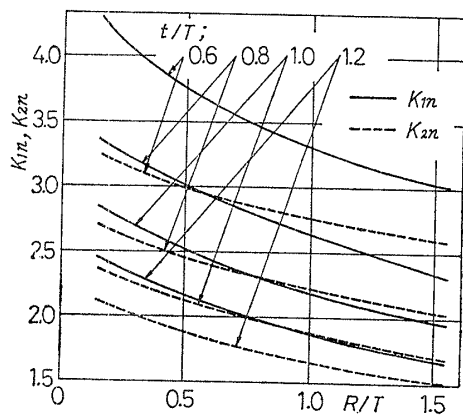
(b) 鈍角断面

A: σ_{it}/σ_{nom} , B: σ_{ot}/σ_{nom} , C: σ_{on}/σ_{nom}
 D: σ_{in}/σ_{nom} , E: σ_n/σ_{nom}
 $R/T=0.71$, $t/T=0.8$, $\delta/T=5.14$, $\phi=15^\circ$

図8 接合部各領域における応力成分の最大値の比較



(a) 内側すみ肉部の応力比



(b) 外側すみ肉部の応力比

$d_m/D_m=0.5$, $\delta/T=5.14$, $\phi=15^\circ$

図9 すみ肉曲率半径の影響

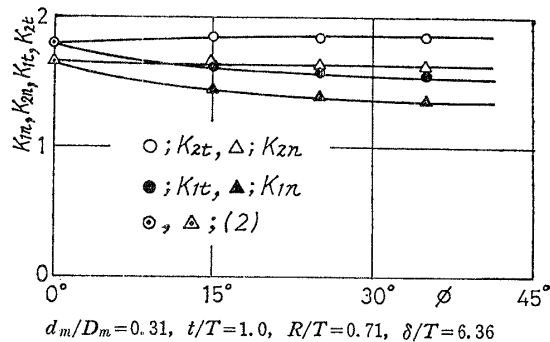


図10 ノズル取付角の影響

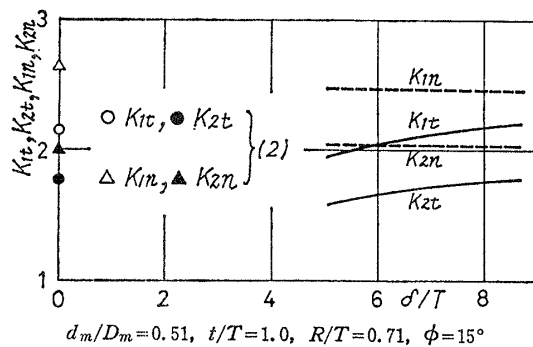


図11 ノズル突出し量の影響

まり著しいものではなかった。

3.5 接合部の応力集中に対する実験式 本実験で得た諸結果を用いて, フラッシュ形およびスルー形ノズルの接合部における応力集中率を算出する実験式を導いてみた。

(1) フラッシュ形ノズルの場合には, 接合部での最大応力は鋭角断面内側の穴縁すみに発生する円周方向応力 σ_n であることが明らかになったので, $K = \sigma_n / \sigma_{nom}$ とノズル各部の諸寸法との関係を求めれば, 次式のように表される。

$$K = \alpha / \{ AB_1\beta + (B_2\beta + B_3)\alpha \} \dots\dots\dots(1)$$

ただし,

$$A = a_1 + a_2\varphi + a_3\varphi^2 \quad \varphi : \text{ラジアン}$$

$$B_i = b_{i1}b_{i2}\varphi^i \quad (i=1, 2, 3)$$

$$\alpha = R/T, \quad \beta = t/T$$

適用範囲

$$0.26 \leq \alpha \leq 1.33, \quad 0.60 \leq \beta \leq 1.20$$

$$0.10 \leq d_m/D_m \leq 0.51, \quad 0.262 \leq \varphi \leq 0.873$$

ここに $a_1 \sim a_3, b_{11} \sim b_{32}$ は, d_m/D_m によって変化するパラメータで, 図 12(a), (b) より求められる。

(2) スルー形ノズルの場合には, 3.3 節で述べたように, 細いノズルでは鈍角断面内側すみ肉部の σ_{it} ,

太いノズルでは鋭角断面外側すみ肉部の σ_{on} が問題となる。したがって, ノズル突出しの効果が十分有効に現れている $\delta/T = 5.14$ の場合について, これらの応力の最大値と σ_{nom} との比 K を算出する実験式を求めれば, 次式のようなになる。

$$K = 1 / \{ (A_1 + A_2\beta) + (A_3 + A_4\beta)\alpha^n \} \dots\dots\dots(2)$$

ただし,

$$n = 1 : \sigma_{on} \text{ の場合}$$

$$n = 1/2 : \sigma_{it} \text{ の場合}$$

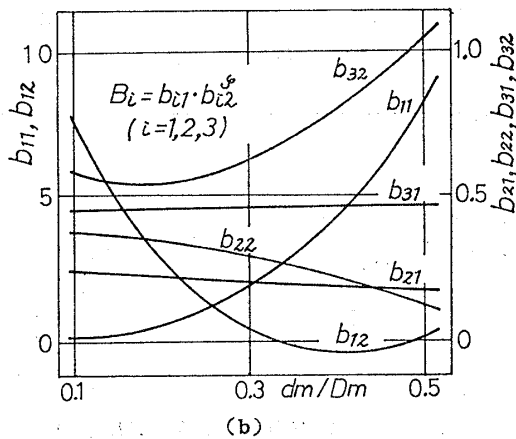
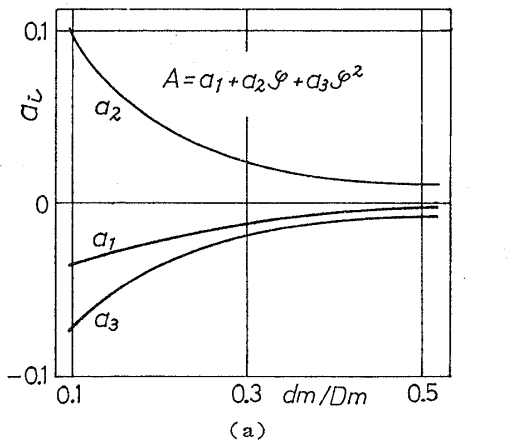


図 12 実験式パラメータ (フラッシュ形)

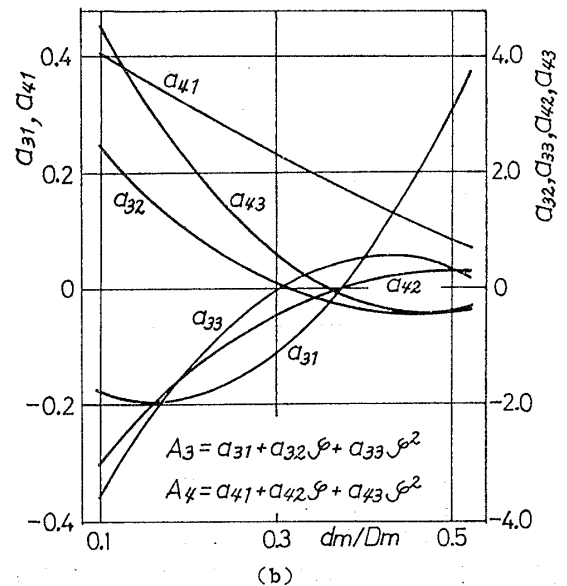
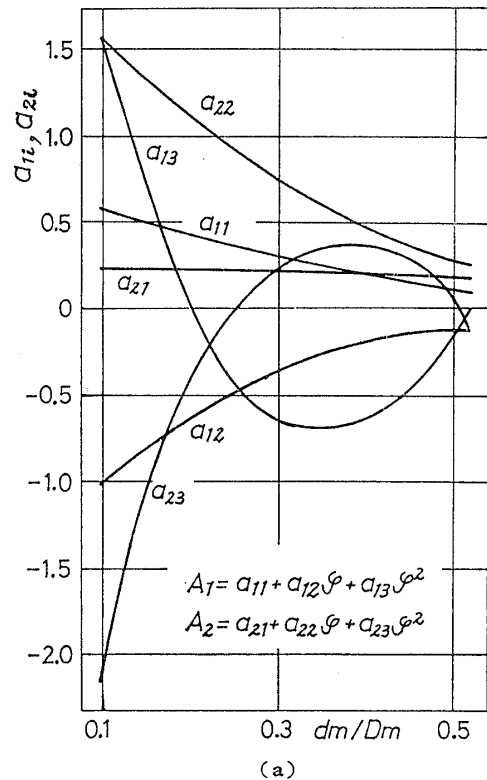


図 13 鋭角断面の σ_{on} に対するパラメータ

$$A_i = a_{i1} + a_{i2}\varphi + a_{i3}\varphi^2 \quad (i=1, \dots, 4), \quad \varphi: \text{ラジアン}$$

$$\alpha = R/T, \quad \beta = t/T$$

適用範囲

$$0.29 \leq \alpha \leq 1.46, \quad 0.58 \leq \beta \leq 1.22$$

$$0.10 \leq d_m/D_m \leq 0.52, \quad 0.262 \leq \varphi \leq 0.873$$

ここに、 $a_{11} \sim a_{43}$ は d_m/D_m に依存するパラメータで、鋭角断面の σ_{on} に対しては図 13(a), (b) より、鈍角断面の σ_{it} に対しては図 14(a), (b) より与えられる。

表 2(a)~(c) は、上述の実験式 (1), (2) を用いて得た計算値と実験値を比較したもので、表 (a) はフラッシュ形ノズル、(b), (c) はスルー形ノズルの場合の結果である。両者の値はいずれの場合も良く一致していることがわかる。なお、これらの式の適用

範囲内では、計算値と実験値との差は最大 5% であった。

4. 結 言

凍結法光弾性を適用して、1個のフラッシュ形あるいはスルー形ノズルが斜めに接合した半球かくに内圧が作用する場合の応力解析を行った。ノズルの直径、肉厚、取付角、本体内側への突出し高さ、接合部すみ肉の曲率半径をそれぞれ $0.10 \leq d_m/D_m \leq 0.52$, $0.58 \leq t/T \leq 1.22$, $15^\circ \leq \phi \leq 50^\circ$, $0 \leq \delta/T \leq 9.06$, $0.27 \leq R/T \leq 1.46$ の範囲で種々変えて、ノズル穴縁および接合部近傍での応力分布を測定し、各部の寸法が応力集中に及ぼす影響について詳細に検討した。結果を要約すれば次のように述べるができる。

(1) フラッシュ形ノズルの場合、接合部での最大応力は鋭角断面の穴縁すみで発生する円周方向応力 σ_n である。この応力値はノズル取付角が大きくなるに従って著しく大きくなる。

(2) 本体内側にノズルを突出すと、フラッシュ形の場合に問題となった穴縁の最大応力は著しく軽減される。

(3) スルー形ノズル接合時には、ノズルが細い場合には鈍角断面内側すみ肉部の接線応力 σ_{it} が最大となり、ノズルが太くなるにしたがい鋭角断面外側すみ肉部の円周方向応力 σ_{on} が最大値をとるようになる。

(4) ノズルの突出し量が増すと、 σ_{it} は次第に増大するが、 σ_{on} はほとんど変化しない。

(5) すみ肉の曲率半径の増大に伴って、 σ_{it} , σ_{on} はいずれも軽減される。

(6) ノズルの肉厚が増すと、 σ_{it} は漸増するが、

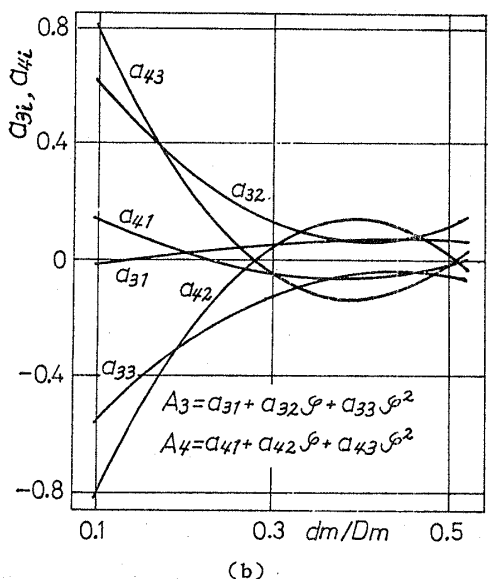
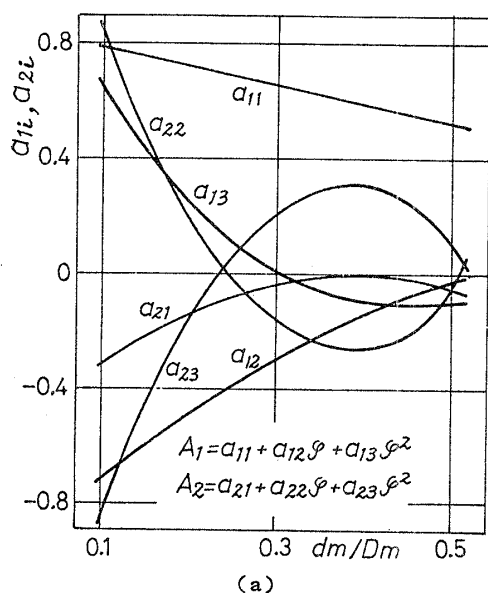


図 14 鈍角断面の σ_{it} に対するパラメータ

表 2 応力集中率の計算値と実験値

(a) 鋭角断面の $K = \sigma_n / \sigma_{nom}$ ($\delta/T = 0$)

ϕ°	d_m/D_m	R/T	t/T	計算値	実験値
15	0.50	1.33	1.20	2.17	2.13
30	0.30	0.67	1.00	2.64	2.63
50	0.10	0.27	0.60	3.97	3.99

(b) 鋭角断面の $K = \sigma_{on} / \sigma_{nom}$ ($\delta/T = 5.14$)

ϕ°	d_m/D_m	R/T	t/T	計算値	実験値
15	0.51	0.29	0.80	3.21	3.22
15	0.51	0.71	1.00	2.36	2.37
25	0.32	0.74	0.80	1.72	1.71

(c) 鈍角断面の $K = \sigma_{it} / \sigma_{nom}$ ($\delta/T = 5.14$)

ϕ°	d_m/D_m	R/T	t/T	計算値	実験値
35	0.12	0.29	0.65	1.77	1.75
25	0.10	0.72	1.01	1.84	1.82
25	0.31	1.46	1.22	2.04	2.03

σ_{0m} は急激に減少する。

(7) フラッシュ形ノズル穴縁すみの最大応力を、厚さ約 2 mm のスライス試験片によって求めた結果は、くさび法による測定値より 20~30% 程度低く得られる。

(8) フラッシュ形およびスルー形ノズルに対して、接合部周辺での最大応力と公称応力との比を算出する実験式(1), (2)を導いた。これらの式による計算値と実験値との差は、5% 以内である。

最後に、本研究を進めるにあたり熱心に協力された名古屋大学工学部の栗栖善男技官に感謝申し上げます。

文 献

- (1) 清家・ほか2名, 機論, 40-336 (昭 49), 2127.
- (2) 清家・ほか3名, 機論, 41-352 (昭 50), 3421.
- (3) 岩崎・大内田, 日立評論別冊論文集, (昭 39), 102.

- (4) Taylor, C.E. and Lind, N.C., *W. R. C. Bull.*, 113-5 (1966), 1.
- (5) Leven, M.M., 文献(4)の25ページ.
- (6) Witt, F.J., ほか3名, *Trans. ASME, Ser. A*, 89-3 (1967), 333.
- (7) Adreholdt, R.W., ほか2名, *Experimental Stress Analysis, Instn. Mech. Engrs.*, (1970), 318.
- (8) Leckie, F.A. and Payne, D.J., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, Pt. 1, 180-20 (1965/66), 497.
- (9) Johnson, D.E., *Trans. ASME, Ser. E*, 34-2 (1967), 299.
- (10) Gill, S.S., *The Stress Analysis of Pressure Vessels & Pressure Vessel Components*, (1967), 95, Pergamon Press.
- (11) Mershon, J.L., *W.R.C. Bull.*, 153-8 (1970), 1.
- (12) Hiltcher, R. and Florin, G., *Konstruktion*, 15-11 (1963), 444.
- (13) Leven, M.M., *W.R.C. Bull.*, 153-8 (1970), 67.
- (14) Findlay, G.E., ほか2名, *Experimental Stress Analysis, Instn. Mech. Engrs.*, (1970), 335.
- (15) 西田・ほか2名, 応力とひずみ, 1-4 (昭 47), 16.

討 論

〔質問〕 沢 芳 昭 (東京理科大学理工学部)

データのとりにくいノズル接合部をくさび法を用いた凍結光弾性法によって解析し、実験式を作って一般化するなど圧力容器設計上の意義ある研究に対して敬意を表す。

(1) 一般に光弾性実験法の材料であるエポキシは、鑄込み表面の縁応力が大となり、凍結時に安定した材料とするための焼込みにより、さらに初期応力が増大するとされている。本文中にシリコンゴムの鑄型による鑄込みにより精度の高い実験結果を得たと述べているが、縁応力がどれくらいに得られたのか。光弾性写真によって示していただきたい。

(2) くさび法においては先端の形状が精度に重要な影響を及ぼすが、鑄込み法で得られた形状でも十分誤差範囲内にあるのか。

(3) 実験式と計算式が最大5%の誤差と述べているが、この凍結光弾性実験法における誤差はどれくらいと考えて良いのか。

〔回答〕 (1) 鑄込みにより製作した模型は、十分に焼なましを行い初期応力を除去した後、ノズル内径等の加工をして完成させている。なお、あらかじめ実験の最初に、焼なましを施した後および機械加工後に模型からスライスを採取して、初期応力および加工の影響がほとんど認められないことを確かめた。付図1の等色線図の一例によっても、接合部での応力測定に大きな影響を及ぼすような縁応力は存在していないことがわかる。

(2) (1)の中で述べた様に、模型は鑄型から取

出して焼なましを行った後に、ノズル内径を所定の寸法に機械加工している。そのために穴縁すみの部分は丸みのない完全なくさび状になっているので、先端の形状から起因する誤差についてはほとんど考える必要が無いものと思われる。

(3) 図3, 4に示したように、本体半球かくに接続した端の影響の無い円筒部分における応力値から推定すると、本研究で生じている実験誤差は5~6%以内であろうと考えられる。

〔質問〕 高 橋 賞 (関東学院大学工学部)

圧力容器の応力集中に関する系統的な、そして詳細な研究に対してまず敬意を表す。

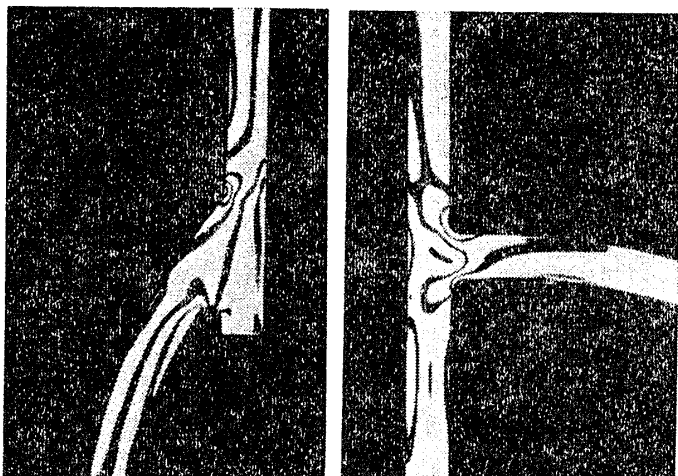
(1) 83 ページ左欄下 9~5 行 一体製作したことにより、従来の方法に比べ、どれ位精度が向上したか。データがあればお教え願いたい。

(2) 86 ページ右欄 10 行 σ_n はどのどのよう値か。一様部のものであれば2になるべき値と思うが。

(3) 87 ページ左欄下 4~2 行 図11で K_{1t} , K_{2t} は次第に増加するとあるが、 $\delta/T=6\sim 8$ 付近で見るとそのようになる。しかし、 $\delta/T=0$ の値を考慮に入れると必ずしもそのようにいえないが、この点はいかがか。

(4) 理論式(1), (2)には85 ページ右欄 10~86 ページ右欄 4 行で行ったくさび法による修正項も入れた方がより実際的かと思うが、いかがか。

〔回答〕 (1) ノズル部を接着して模型の製作を行った場合と、一体製作の場合の差を定量的に検討し



鈍角断面 鋭角断面
 $d_m/D_m=0.31, t/T=1.00, R/T=0.29, \delta/T=0.29, \delta/T=5.2, \phi=25^\circ$

付図 1 暗視野凍結等色線図

てみたことはない。しかし、付図 1 に一例を示した著者らの一体模型による等色線図と、ノズルを接着して作っている Leven⁽⁴⁾ の論文のしま写真を比較してみると、後者では接着部のしまの乱れが明らかに応力集中部にまで影響を及ぼしていることがわかる。この例からも一体鍛造したことによる精度の向上は確かである。

(2) 応力分布図 4 から明らかなように、ノズルの内側にも応力の集中が見られる。したがって σ_n の値として、ここではノズル内側穴縁に発生する周方向応力の最大値を取り、これを他の箇所での最大値と比較してみた。

(3) $\delta/T=0$ における K_{1t}, K_{2t} としては、フラッシュ

形状ノズルに対する外側すみ肉部での σ_t/σ_{nom} の最大値を示した。これは、フラッシュ形状ノズルの場合には、スルー形状ノズルの場合の内側すみ肉部に相当する箇所が存在しないので、参考までに接合部において最大の σ_t が現れる外側すみ肉部での値を示したものである。

(4) ご指摘頂いたとおり、フラッシュ形状ノズルでは、くさび法により求めた結果は通常のスライス法による値より一層真の値に近いものと思われる。ところが実際のノズル接合を見てみると、スルー形状接合が多く用いられているし、フラッシュ形状接合を用いる場合でも穴縁すみの応力集中を逃げるために、すみ角部を丸めたり、そぎ落としたりすることが行われている。したがって、本実験のようにフラッシュ形状

ノズルの接合部にすみ角部がある場合には、くさび法を採用してすみ角部の集中応力を求めることが是非とも必要となるが、すみ角部を丸めた場合にはむしろ通常のスライス法による本実験結果の方がより実際的であるように考えられる。したがって、本研究では参考データとしてくさび法による結果を求め、普通のスライス法との差を調べてみたものである。式 (1) 中にこの影響因子を導入することは可能であるが、そのためにはすべての場合に対する比較が必要となるので、実用性をも合わせ考えてこの因子を省いた。

なお多項目にわたって非常に有益なご指摘を頂いたことを深く感謝申し上げます。

46 卷 411 号 A 編 (昭 55-11) 正誤表

執筆者名	ページ	欄	行	誤	正
松尾陽太郎	1210	左	3	図 5 (a), (b)	図 5 (a), (b), (c)
山崎光悦 ほか	1234	式(22)		$x_j^{k+1}-x_j^k <\epsilon_0 \quad (j=1, 2, \dots, m)$	$ x_j^{k+1}-x_j^k <\epsilon_0 \quad (j=1, 2, \dots, m)$
渡辺一実	1240		9	上式 (17) 中には	上式 (23) 中には
〃	〃		11	式 (17) は	式 (23) は
竹内洋一郎 ほか	1276	式(29)	5 段めに追加	$I_k = p_{nk} V^{-1} \cos \alpha_{nk} - \frac{\eta_k}{2\alpha_{nk}} \left(p_{nk} E_k V^{-1} + \frac{1-2\nu}{1-\nu} D_k \right)$ を追加	