ユニオンメルト自動熔接罐胴の残留應力と 焼鈍に依る應力緩和度の測定*

川勝義雄** 山口富夫** 川原子了三**

Measurement of Residual Stresses on the Unionmelt Arc Welded Pressure Vessel and the Effect of Stress Relieving Heat Treatment*

By K. Kawakatsu,** T. Yamaguchi,** and R. Kwarago**

Abstract

The residual stresses of the Unionmelt arc welded pressure vessel were measured on the longitudinal and circumferential weld lines. For the longitudinal seams, the same measurement was made after the 2.5 hours annealing at the temperature of $625 \pm 25^\circ\text{C}$, and tested the effect of stress relief by annealing.

For the thick plate such as this test drum, the residual stresses are triaxial and have certain distribution in the direction of thickness. Therefore, the successive slicing method, developed by D. Rosenthal and J. T. Norton, was used for this investigation.

As the result of measurement, the residual stresses of maximum about 50kg/mm^2 was found in the both longitudinal and transverse directions of the interior of the longitudinal weld lines. These stresses were diminished to about 10kg/mm^2 by annealing.

In the interior, the residual stresses on the circumferential weld lines are about 20kg/mm^2 in tension. This value is less than those of the longitudinal weld line; on the both surfaces, they are in compression.

The residual stresses in the direction of thickness are highest in the middle part but they are very small and less than 1kg/mm^2 .

1 緒 言

熔接残留応力の測定は従来から各方面で行われその測定例も少なくないが、これらの多くは薄板母材の場合でボイラードラムの如き厚板母材について測定された例は少ないようである。本測定では板厚 55 mm 内径 1200 mm の試作罐胴の継手をユニオンメルトで自動熔接した場合の残留応力を、縦および円周熔接線上で実測し更にこれを炉中焼鈍した場合どの程度の応力緩和が行われるものであるかを明らかにした。母材の板厚が厚くなると残留応力も三軸応力となりその分布も板厚方向に対し一様でない。かような場合の内部応力測定法としては既に D. Rosenthal および J. T. Norton が Welding Journal 誌 (1954年5月) に発表している。そこで筆者などもこの方法を用いて実物大の罐胴継手の残留応力を測定した。

2. D. Rosenthal および J. T. Norton の残留応力測定理論¹⁾

Fig. 1 の如き二枚の衝合熔接した熔接線上の残留応力を測定する場合について考える。残留応力分布は熔接線の両側に対称的でありかつその主応力は熔接線の方向およびこれと直角方向に存在するものとする。先ず応力測定部位

Fig. 1 Removal of a block with gages attached

切り離す、Block の中が充分狭い時は長さ方向の応力はその一部が解除されるに比して巾方向の応力はほとんど全部が解除せられるものと考えてよい。しかして Block の長さを板厚の 2 倍以上にすれば Block の中央部において解除される長さ方向の応力は直線的の分布を持ちまたその大きさは両端において解除される応力の平均値に等しいことが理論および実験から証明せられている。長さが 2 倍以下の場

の両面に抵抗線歪計ゲージを熔接線方向およびこれと直角方向に貼り図の如く、Longi.あるいはTrans.方向のBlockに

* 原稿受付 昭和29年11月20日 (昭和29年度熔接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員, 新三菱重工神戸造船所 Member, Kobe Shipyard, Shinmitsubishi Heavy Ind. Co.

合には平均値以上の解除が起る。

(a) さて Block に切り離した時に解除される縦および横方向の Stress, Strain をそれぞれ S'_t, S'_e, e'_t, e'_e とし、その後の削除によるものを $S''_t, S''_e, e''_t, e''_e$ とすれば、長さが厚さの 2 倍以上の時は次の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} S'_t &= \frac{E}{1-\nu^2} (e'_t + \nu e'_e) + \frac{\nu E}{1-\nu^2} (e''_t + \nu e''_e) \\ S'_e &= \frac{E}{1-\nu^2} (e'_e + \nu e'_t) + \frac{\nu E}{1-\nu^2} (e''_e + \nu e''_t) \end{aligned} \right\} (1)$$

長さが厚さの 2 倍以下の場合には (1) 式で表わされる応力より更に余分の応力が解除せられる。この余分の解除応力の S'' に対する割合を β とすれば、

$$\left. \begin{aligned} S'_t &= \frac{E}{1-\nu^2} (e'_t + \nu e'_e) + \frac{E}{1-\nu^2} \left(\nu e''_e + \frac{\nu^2 - \beta}{1-\beta} e''_t \right) \\ S'_e &= \frac{E}{1-\nu^2} (e'_e + \nu e'_t) + \frac{E}{1-\nu^2} \left(\nu e''_t + \frac{\nu^2 - \beta}{1-\beta} e''_e \right) \end{aligned} \right\} (2)$$

長さを厚さの 1.5 倍とすれば実験的に $\beta = 0.15$ となり、更に $E = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$, $\nu = 0.3$ を入れて (2) 式を計算すると次の如くなる。

$$\left. \begin{aligned} S'_t &= 2.31 \times 10^4 (e'_t + 0.3e'_e) + 0.692 \times 10^4 (e''_t - 0.235e''_e) \\ S'_e &= 2.31 \times 10^4 (e'_e + 0.3e'_t) + 0.692 \times 10^4 (e''_e - 0.235e''_t) \end{aligned} \right\} (3)$$

Fig. 2

(b) 次にこの Block を板厚中心で二つに分割して場合上下両面で解除される応力を S''^0_t, S''^0_b とすれば切断面における解除応力 $S''^0_{0.5t}, S''^0_{0.5b}$ は (Fig. 2)

$$\left. \begin{aligned} S''^0_{0.5t} &= -\frac{3}{2} S''^0_t + \frac{1}{2} S''^0_b = E \left(-\frac{3}{2} e''^0_t + \frac{1}{2} e''^0_b \right) \\ S''^0_{0.5b} &= -\frac{3}{2} S''^0_b + \frac{1}{2} S''^0_t = E \left(-\frac{3}{2} e''^0_b + \frac{1}{2} e''^0_t \right) \end{aligned} \right\} (4)$$

従って任意の層における値は位置を底面より α とすれば、応力分布の直線性より上下の各半 Block に対してはそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} S''^0_{\alpha,t} &= (5\alpha - 4) S''^0_t + (1 - \alpha) S''^0_b \\ &= E [(5\alpha - 4) e''^0_t + (1 - \alpha) e''^0_b] \\ S''^0_{\alpha,b} &= (5\alpha - 4) S''^0_b + (1 - \alpha) S''^0_t \\ &= E [(5\alpha - 4) e''^0_b + (1 - \alpha) e''^0_t] \end{aligned} \right\} (5)$$

(c) Block を二つに分割した時に未だ内部に存在している残留応力を S''' とすれば、分割面より外表面に向って

逐次切削した場合の任意の位置における応力は次式の如く表わされる。

$$S_{\alpha}''' = E \left[\frac{1}{2} \frac{de''_t}{d\alpha} (1 - \alpha) - 2(e''_t - e''^0_t) + 3(1 - \alpha) \right] \times \left[\frac{\alpha}{0.5} \frac{e''_e - e''^0_e}{(1 - \mu)^2} d\mu \right] \quad (6)$$

$S_{\alpha}'' = S''^0_{\alpha} + S_{\alpha}'''$ なる故に

$$S_{\alpha}'' = E \left[\frac{1}{2} \frac{de''_t}{d\alpha} (1 - \alpha) - 2(e''_t - e''^0_t) + 3(1 - \alpha) \right] \times \left[\frac{\alpha}{0.5} \frac{e''_e - e''^0_e}{(1 - \mu)^2} d\mu + (5\alpha - 4) e''^0_e + (1 - \alpha) e''^0_b \right] \quad (7)$$

上式は上半分の Block に対するものであるが下半分には添字 t を b に交換すればよい。なおこの S_{α}'' は長さが厚さの 2 倍以上の場合であり、これより短いときは (7)

式で求めた値を $\frac{1}{1 - \beta}$ 倍すればよい。

なお $\alpha = 0.5$ すなわち最初に Block を二つに分割した面に対しては上下両に Block 関する二つの式から計算されるが、これは当然一致すべきものである。

$$\left. \begin{aligned} S''_{0.5} &= E \left(\frac{1}{4} \frac{de''_t}{d\alpha} - \frac{3}{2} e''^0_t + \frac{1}{2} e''^0_b \right) \\ S''_{0.5} &= E \left(\frac{1}{4} \frac{de''_b}{d\alpha} - \frac{3}{2} e''^0_b + \frac{1}{2} e''^0_t \right) \end{aligned} \right\} (8)$$

従って α に対する $e'' - e''^0$ の曲線の $\alpha = 0.5$ における傾斜、すなわち (8) 式の α 1 項を調整するのに用いられる。

また Block の最外層の歪は解除歪の分布曲線より extrapolation 法によって求めるかあるいは X 線回折法によって直接測定する。

(d) 厚さ方向の応力は座標軸を熔接線方向およびこれと直角方向に X, Y 軸、厚さ方向に Z 軸をとって弾性理論の平衡条件より次の如く求まる。

$$\frac{\partial^2 S_Z}{\partial Z^2} = \frac{2}{(dy_1)^2} (S_{y1} - S_{y0}) + \frac{2}{dy_2 dx_2} T_{zz y_2} \quad (9)$$

$$T = G(e_w - e_v) \quad (10)$$

Fig. 3

(9) 式を 2 回積分し表面において $S_Z = 0$ とすれば厚さ方向の応力分布が求まる。 T_{zz} の板厚方向分布は試験片を Block に切り離した時の上下面の測定値が直線的に分布していると見做してよい。

3 供 試 罐 胴

罐胴の自動熔接はユニオンメルト自動熔接機 (大阪変圧

Fig. 4 Edge preparation

行った。試作した罐胴の形状は板厚 55 mm 内径 1200 mm 胴軸長 3100 mm のものである。使用材は JIS 罐用圧延鋼板 3 種 ZSB 46B 材でその化学成分および機械的諸性質は Table 1 の如くである。(但し測定値は A, B

Table 1 Properties of Base Material

Composition		Cylindrical shell		Drum head	
		C			
	C	0.17 ~ 0.23		0.15 ~ 0.24	
	Si	0.14 ~ 0.19		0.15 ~ 0.17	
	Mn	0.54 ~ 0.69		0.65	
	P	0.020 ~ 0.025		0.021 ~ 0.025	
	S	0.012 ~ 0.025		0.014 ~ 0.015	
Mechanical properties		R		P	
		Top	Bottom	T	B
	Yield point kg/mm ²	30.0~28.8	30.2~26.7	31.9~31.4	28.2~29.1
	Tensile strength kg/mm ²	49.9~45.8	49.2~46.2	47.0~52.5	46.8~51.6
	Elongation %	33.5~37.0	32.5~35.8	35.0~29.0	34.5~32.0
	Reduction of area %	59.8~60.7	56.7~59.7	58.2~40.0	55.9~54.0

Table 2 Welding Condition

No. of layers	L ₁ Seam			L ₂ Seam		
	Current A	Volt V	Speed cm/min.	Current A	Volt V	Speed cm/min.
1	390	28	35	360	29	35
2	480	〃	〃	450	〃	〃
3	540	〃	30	510	〃	〃
4	600	〃	28	600	〃	30
5	700	〃	〃	660	〃	〃
6	700	〃	〃	750	30	〃
7	720	〃	〃	〃	〃	〃
8	720	〃	27	〃	〃	〃
9	750	〃	26	〃	〃	〃
10	750	〃	〃	720	28	27
11	720	〃	〃	〃	〃	〃
12	750	〃	20	〃	〃	20
13	750	28~30	40	750	〃	40
14	750	〃	〃	〃	〃	〃
15	720	28~36	30	720	32	30

二枚の素材の ingot 頂部および底部につき試験した値の範囲を示す)

胴板および鏡板は先ず冷間で屈曲加工した後約 650°C で応力除去焼鈍を行い、その周縁に Fig. 4 の如き開先を設けて自動溶接した。使用棒は Linde Oxweld #36 3/8" 棒溶剤は Unionmelt Co. Grade #80 (20D) である。溶接時の溶接条件は Table 2 に示す如くで予熱温度は 150~200°C とした。

罐胴の焼鈍は自動溶接完了後 Stay を入れたまま電気炉で 625±25°C の温度で 2.5 時間保持した後これを 300°C 迄炉冷した。

4 測定要領

罐胴の縦継手あるいは円周継手の溶接残留応力を測定する場合には先ずその測定部位について吟味する必要がある。一般に平板の衝合溶接部に生ずる残留応力分布は Longitudinal Stress が溶接線の中央で最大となり両端では零となる。また Transverse Stress は両端部で圧縮方向に最大となり中央部で僅かに引張応力となる。残留応力分布に及ぼす溶接線の影響については E. Paul De Garmo, J. L. Meriam & F. Jonassen の研究²⁾ があるが、これによれば溶接線が 20" より少い時は Longi. Stress は中央が最高で両端が零の分布状態を示すが、20" より長くなると両端から 10" はなれば中央部の範囲ではほとんど

応力値は一定になる傾向を示している。またその最高応力値は 10" 迄は溶接長の長さと共に急激に増加する。これらの点より見て供試罐胴の応力測定部位は胴体部では端面より 250 mm 程度はなれた位置を選ぶことにした。本測定では端部約 300 mm の範囲について応力測定を行うこととし、胴体の一方の端部を溶接直後に他方の端部を焼鈍後の測定部位に供した。試験片切離後の胴体は端面よりガス切断および機械切削して軸長 2400 mm の罐胴に鏡板の溶接を行った。胴体の縦継手は軸に対して対称位置に L₁ L₂ の継手を有するので残留応力の測定はこの両溶接線部 (AC) およびこれと直角方向の非溶接部位 (BD) について行うこととした。溶接線上における歪計ゲージの貼付位置は Fig. 5 の如くで BD の部位に対しては平板の応力分布のみを求めることとして No. 1, No. 2, No. 6, のゲージのみを貼りつけ他は省略した。使用した歪計ゲージは K 社製の K-1 (標点距離 20 mm 抵抗値 120Ω) である。

Block の切り出しは個々のゲージ毎に行ってもよいが、これでは全測定片の切り出し迄に相当の長時日を要し、罐胴その後の製作工程に支障を来たすので先ず全ゲージを含む約 $200 \times 300 \text{ mm}$ の範囲をドリル穿孔によって測定部を胴体から切り離した。この測定群試験片は更に機械鋸により各ゲージ毎に Fig. 6 の如き寸法に切断した。No. 1~No. 5 の Block は長さを厚さ (55 mm) の 1.5 倍にした。これらの作業の前後において試験片から解除される応力はその都度測定された。

さて規定の寸法に切断した Block は更に中央部で二つの Block に切断し、その各々の半 Block を切断面から外面に向けて 2~3 mm 宛平削盤で切削した。この場合機械加工による試験片の温度上昇は測定値に誤差を生ずるので、できるだけ切削は light cutting にし、また解除応力の測定は機械切削の翌日迄放置して行った。

なお円周継手に対する測定位置は Fig. 7 の如くで全円周熔接線で 4 ケ所の位置の Longi. 方向 (円周方向) および Trans. 方向 (軸方向) の応力を先ず分割法によって両側共測定した。次に板厚方向の応力分布を測定するため B および D 点の箇所については縦継手の場合と同様に Longitudinal Block および Transverse Block を切り出し更に逐次切削して解除応力を測定した。

5 測定結果

前述した要領により各 Block から解除される歪の測定結果を Table 3 および Table 4 に示した。測定部を胴体から切り離す場合には先ず両端面にある補強 Stay をとりはずす必要がある。Stay 除去によって解除される応力は予め貼付けた歪計ゲージにより測定しこれを Block 切り出し時の解除歪に加算した。

逐次切削時における解除歪と切削肉厚との関係は Fig. 8 の如くなる。これらの曲線より (7) 式の $\frac{de''}{dx}$ および

$$\int_{0.5}^{\alpha} \frac{e'' - e''_0}{(1 - \mu)^2} d\mu \text{ を図式に計算した。}$$

以上の測定結果より応力計算を行うには先ず (3) 式により Block に切り出した場合の平均解除応力を Table 5 の如く計算する。この場合 e'' の値は Fig. 10 の曲線を ex-

Fig. 5 Gage arrangements (longi, seams)

Fig. 6 Dimension of blocks

Fig. 7 Gage arrangement (circumfe, seam)

traporation して求めた値を採用した。Table 5 で計算された応力は Block を罐胴から切り離した場合に試験片の両面から解除される平均応力で Block の内部ではこれらの両面での応力が直線的に弛緩されるものと見做される。

Block を切断または切削することによって解除される応力は (7) 式により計算される。計算結果を Table 6 に示した。但し S^{**} は試験片の長さが厚さの 2 倍以下の場合に対する補正を行った値である。 S^{**} は Block に残留する応力値でこれに Block を切離すことによって解除された応力 S' を加算すれば真の残留応力 S が Fig. 6 の如く求まる。

Table 3 Relaxed Strain ϵ' by Cutting Off the Block $\times 10^{-6}$
(a) Longitudinal weld line

Position	Gage No.	As weld				Annealed			
		Stay removed	Cut off as a block	Blocks cut off	Total	Stay removed	Cut off as a block	Blocks cut off	Total
A	No. 1 T	130	715	180	1025	15	130	115	260
	B	55	1115	375	1545	30	125	-80	75
	No. 2 T	-205	180	110	85	-85	-60	10	-135
	B	375	-765	100	-290	65	-180	0	-115
	No. 3 T	-330	215	0	-115	120	-80	130	-70
	B	445	-840	20	-375	70			-100
	No. 4 T	115	325	370	810	-55	70	90	105
	B	30	305	500	835	5	15	-15	5
	No. 5 T	315	260	-415	-470	-140	-80	25	-195
	B	—	-485	385	-100	—	-310	-165	-475
	No. 6 T	225	-50	185	360	-45	-90	165	30
	B	30	-285	315	60	5	-20	—	×
	No. 7 T	-60	625	—	×	—	—	—	×
	B	205	245	—	×	45	55	75	175
C	No. 1 T		1050	185	1365				×
	B		600	810	1465				
	No. 2 T		305	65	115	-110	50	-25	-85
	B		-675	470	170				
	No. 3 T		365	40	75				×
	B		-750	455	150				
	No. 4 T		665	540	1320	45	5	90	140
	B		—	—	×				
	No. 5 T		585	—	×				×
	B		—	—	×				
B	No. 1 T	20	230	-60	190	10	75	-5	80
	B	50	-340	-205	-495	15	-125	—	×
	No. 2 T	20	-310	270	-20	-20	—	—	×
	B	40	110	-265	-115	0	85	-25	60
	No. 6 T	10	-55	-105	-150	0	-20	—	×
	B	50	-130	-105	-185	-15	-55	-100	30
D	No. 1 T		210	-60	150	-20	70	-100	-50
	B		-365	—	×	45	-95	—	×
	No. 2 T		-465	-60	-505	80	-185	-55	-160
	B		200	—	×	-30	15	-30	-45
	No. 6 T		-135	-385	-500	-20	-30	—	×
	B		40	225	315	40	-60	-25	-45

(b) Circumferential weld line (As weld)

Position		C ₁ Weld line				C ₂ Weld line			
		A	B	C	D	A	B	C	D
Direction	Longi. strain T	1100	1100	1125	1150	825	—	1200	250
	B	—	1050	—	775	1050	—	1075	775
Trans. strain T		—	-140	-150	-265	-45	—	-280	-115
	B	—	500	430	500	400	—	410	625

Fig. 9 Distribution of residual stress across the thickness of weld

Fig. 10 Successive graphical integration for the determination of the stress in the thickness direction

Table 4 Relaxed Strain by Splitting the Block in Half

Longi. weld				Circum. weld (C ₁)			
Block	As weld		Ann. A	Block	B		D
	A	C			e'	e'' ₀	
No. 1 T	-785	-465	-50	Longi. T	1100	-185	1150
	-440	-10	-410		1050	-245	775
No. 2 T		725	225	Trans. T	-140	350	-265
		1170	75		500	440	500
No. 3 T	1290	345	170				
	1280	1050	265				

Table 5 Relaxed Stress by Cutting Off the Block

Seam	Longi. weld						Circum. weld					
	As weld					Annealed			As weld			
	A		C			A			B		D	
	No. 1	No. 3	No. 1	No. 2	No. 3	No. 1	No. 2	No. 3	L	T	L	T
e' _t	1025	-115	1365	115	75	260	-135	-70	1100	-140	1150	-265
e' _b	1545	-375	1465	170	150	75	-115	-110	1050	500	775	500
e'' _t	-1935	445	-2250	-400	-450	-900	-325	-30	-1500	-550	-1700	-750
e'' _b	-1800	-220	-1100	400	150	-1800	-310	-380	-1850	-1650	-1650	-200
S' _t	27.0	-9.7	33.2	-2.8	-3.6	4.3	-3.0	-6.0	15.0	3.0	14.2	-0.5
S' _b	34.5	-10.1	39.7	5.9	6.3	1.7	-14.1	-13.6	17.6	10.4	10.3	18.3

Table 6-I Computation of Residual Stress by Splitting and Slicing (Longitudinal Weld Line A)

		No. 1 Longi.	No. 3 Trans.			No. 1	No. 3			No. 1	No. 3
e'' ₀	t	-785	1290	$\int_u^{\alpha} \frac{e''_b - e''_0}{(1-\mu)^2} d\mu$	0.6	-27	-25	S'' _{a,b}	0.5	4.7	-33.4
	b	-440	1280		0.7	-298	-355		0.6	-2.6	-30.3
$\frac{de''}{d\alpha}$	t	-3300	-200		0.8	-1307	-2048		0.7	9.1	-5.5
	b	-540	-280		0.9	-5408	-9340		0.8	6.4	26.5
S'' _{0.5t}	t	3.3	-33.2	$\frac{de''_t}{d\alpha}$	0.5	-3050	-220		0.9	-6.8	23.7
	b	3.3	-33.2		0.6	-900	-2300		1.0	-44.5	-5.4
e'' _t - e'' ₀	0.6	-170	-105		0.7	-700	-1600	Total stress S			
	0.7	-255	-405		0.8	-1600	-350				
	0.8	-360	-520		0.9	-4000	-1350	$\alpha =$ 1.0 (out. s.)			
	0.9	-615	-555								
e'' _b - e'' ₀	0.6	-130	-140	$\frac{de''_b}{d\alpha}$	0.5	-300	-300				
	0.7	-475	-655		0.6	-2300	-3550				
	0.8	-700	-1270		0.7	-2650	-6400				
	0.9	-910	-1510		0.8	-2000	-5000				
$\int_u^{\alpha} \frac{e''_t - e''_0}{(1-\mu)^2} d\mu$	0.6	-56	-20	S'' _{a,t}	0.9	-3500	-600				
	0.7	-238	-248		0.5	4.8	-33.4				
	0.8	-748	-1048		0.6	17.3	-26.0				
	0.9	-3251	-3749		0.7	10.0	2.1				
					0.8	0.6	15.7				
					0.9	-9.4	16.8				
					1.0	-47.7	11.0				
								0 (inns.)	-10.0	-15.9	

Table 6-II Total Stress S

α	Longitudinal weld						Circumferential weld			
	As weld C			Annealed A			B		D	
	No. 1 L	No. 2 T	No. 3 T	No. 1 L	No. 2 T	No. 3 T	L	T	L	T
1.0	-22.3	-12.7	-14.6	-17.9	-15.0	-6.7	-22.0	-10.5	-27.8	-19.5
0.9	26.5	7.3	1.6	4.2	-2.9	-4.5	16.3	10.7	12.8	1.8
0.8	44.0	9.4	10.1	5.6	-6.4	-5.2	21.8	11.7	18.2	10.8
0.7	47.6	3.2	8.9	5.1	-9.9	-6.9	20.2	5.7	17.6	9.1
0.6	43.5	-17.4	-11.9	4.0	-14.0	-11.4	17.5	-2.2	20.2	11.5
0.5	41.5	-17.0	-14.3	0.1	-20.6	-17.7	16.3	-6.3	21.3	5.9
0.4	23.6	-25.0	-21.3	8.9	-15.9	-20.1	20.6	-3.4	3.9	5.3
0.3	41.0	-16.2	-17.3	12.1	-8.1	-6.9	21.8	2.7	10.5	13.2
0.2	52.4	16.4	17.7	3.3	-7.1	-6.6	19.6	12.2	18.1	18.2
0.1	33.1	28.0	24.6	-5.9	-11.0	-9.3	10.7	19.3	14.0	18.2
0	12.6	15.8	9.3	-42.8	-21.8	-23.0	-28.0	-30.3	-30.7	13.3

Block を二つに分割する場合実際には上下に二等分されない場合がある。この場合には板厚を 1 として切断面を下側より u の距離にあるとすれば上半分に対する (7) 式は次の如く表わされる。

$$S_{\alpha}'' = E \left[\frac{1}{2} \frac{de_t''}{d\alpha} (1-\alpha) - 2(e_t'' - e''_0) + 3(1-\alpha) \left(\frac{\alpha e_t'' - e''_0}{u(1-\mu)^2} d\mu + \frac{(3-u)\alpha - 2}{1-\mu} e''_0 + \frac{u^2}{(1-u)^2} (1-\alpha) e''_0 \right) \right] \quad (7')$$

Table 7 Computation of Shearing Stress and Stress in the Direction of Thickness

Face	Block	Axis	e'	$e'_{10} - e'_0$	T
Top	C-No. 6	V	870	685	5.5
	C-No. 7	W	185		
Bottom	C-No. 6	V	-70	-490	3.9
	C-No. 7	W	420		

Thickness	Trans. stress		$\frac{2}{(S_3 - S_2)^2} \times \frac{(dy_1)^2}{10^{-3}}$	$\frac{2}{dy_2 dx_2} T$	$\frac{\partial^2 S_z}{\partial Z^2}$	$\frac{\partial S_z}{\partial Z}$	S_z
	S_2	S_3	10^{-3}	10^{-3}	10^{-3}	10^{-3}	kg/mm ²
0	15.8	9.3	-12.7	-3.1	-15.8	0	0
0.1	27.0	24.6	-4.7	-2.4	-7.1	-63	-0.19
0.2	16.4	17.7	2.5	-1.6	0.9	-80	-0.43
0.3	-16.2	-17.3	-2.1	-0.9	-3.0	-85.8	-0.68
0.4	-25.0	-21.3	7.2	-0.1	7.1	-74.5	-0.90
0.5	-17.0	-14.9	4.1	0.7	4.8	-41.8	-1.04
0.6	-17.4	-11.9	10.7	1.4	12.1	4.7	-1.04
0.7	-3.2	8.9	11.1	2.2	13.3	74.5	-0.86
0.8	9.4	10.1	1.4	2.9	4.3	122.9	-0.54
0.9	7.3	1.6	-11.1	3.7	-7.4	114.4	-0.24
1.0	-12.7	-14.6	-3.7	4.4	0.7	96.6	0

次に厚味方向の応力を求める。この場合 (9) 式は熔接線の中央部において成立し、本例の如き場合には適用すること是不適当と思われるが一応この部分にも Longi. Stress は熔接線方向に変化しないと見做して S_z を計算した。縦継手に対する計算結果を Table 7 に示した。

厚味方向応力の分布を Fig. 10 に示した。図に示される如く板厚方向の応力は板厚中央で最大となるがその値は約 1 kg/mm² 程度で極めて小さい。従って本供試体の如き厚板の場合でも板厚方向には大きな残留応力は存在せずほぼ二軸性の応力分布と見てよい。

9 結 言

上述した如くユニオンメルト自動熔接罐胴の三軸方向残留応力分布は縦継手と円周継手によって著しく異なり縦継手では熔接部の内部にほぼ熔着金の降伏点附近の引張応力結が熔接線方向に存在する。(熔着金の降伏点は実測の結果 47~50 kg/mm² の値を示した) また円周方向の応力 (Trans. Stress) の中央部で最大となり、その値は 40 kg/mm² 以上の圧縮応力となる。円周継手の Longi. Stress は板の表面附近では両面共圧縮力であるが内部に入るに従って急激に引張応力となる。しかし応力値は 20 kg/cm² 程度で縦継手に比較して遙かに少ない。Trans. Stress もほとんど同様の分布傾向を有するが板厚中央部の応力値は小さく中央部では圧縮応力を示すものもあった。

焼鈍による応力緩和はかなり顕著に現われている。すなわち縦継手では内部の応力は Longi. 方向で 10 kg/mm² 附近に、また Trans. 方向でも 20 kg/mm² 以下に緩和されている。実際の罐胴製作過程では罐胴の完成後再度応力除去焼鈍が行われるので、実際の熔接残留応力はこれより更に緩和されているものと見てよい。

文 献

- 1) D. Rosenthal & J. T. Norton, "A Method of Measuring Triaxial Residual Stresses." Weld. J., May 1945, 295s~307s
- 2) E. Paul De Garmo, J. L. Meriam & F. Jonassen, "The Effect of Weld Length upon the Residual Stresses of Unrestrained Butt Welds." Weld. J., Aug. 1946, 486s~487s