ブロックが現場で野書かれた予定位置に正確に搭載されぬ場合などがその 1 例で、これらはほんの僅かな取付け位置のズレが鋼板の真中では大きな歪の発生する原因となる.)

若し構造物の歪が純粋に熔接の熱影響のみによるものであるならば、以上の結果から当然フレーム・ストレーティングにより除去出来るのであるから、建造に当っては内業加工、地上組立、現場搭載作業を通じて関係職種の全員が歪の発生を最少限にくい止めるよう努力しなければならぬ。この他船体上部構造ブロックの小組及び大組を行う際には、定盤の精度がそのまゝ歪発生の度合となっている。

文 献

- 1) Matt D. Offen, Principles of Shrinkage and Straightening Distorted Low Carbon Steel used in Shipbuilding, Weld. J., January 1943, p. 14~16.
- 2) Lamotte Grover, Distortion and Shrinkage Problems in Ships and Other Large Structures. Part II Methods of Correcting Distortion, Weld. J., November 1952, p. 776~781.
- 3) 渡辺正紀, 佐藤邦彦, 薄板構造物の歪取りに関する研究, 熔接学会誌

酸素アセチレン焰に関する研究 (第 3 報)*

— 低圧式吹管における混合比の変化 —

大 西 巖** 水 野 政 夫** 中 川 憲 治**

Studies on the Properties of the Oxy-acetylene Flame (Report 3)*

— Change of the gas ratio on the low pressure type welding torch —

By I. Onishi,** M. Mizuno** and K. Nakagawa**

Abstract

In the 2nd report, authors confirmed that the gas ratio increase according to temperature rise of tip and so it becomes excess oxygen flame. In this report, authors introduced the relative formulas between gas flow and tip temperature, gas ratio etc. to explain the aforesaid phenomena about low pressure type welding torch, and then compared with the test results. The formula (24) comparatively agreed with our test results.

I 緒 言

前報において吹管の火口温度が上昇すれば混合比が変化し、焰は次第に酸素過剰焰になる事を知った。すなわち火口ならびに管壁温度の上昇により全流量 $M(=m_1+m_2)$ が次第に減少し、それに従い吹管竿部はほぼ中央部において測定した混合ガスの圧力 p_{4-5} は漸次増大の傾向を示し、 $U_4 \sim U_5$ の減少した事を物語っている、その結果インセクターにおける酸素およびアセチレンの噴出速度 U_1, U_2 が影響を受ける。火口温度が上昇した場合 p_1 は高圧吹管においてはほとんど無変化乃至は僅かに増加する傾向を持つが、低圧吹管ではある程度減少する。これに対し p_2 はいずれの吹管においても稍々増加する。しかし m_1, m_2 はいずれの場合においても常に減少している。低圧吹管にお

- m_1, m_2 ; Gas flows of oxygen and acetylene kg/sec
- $M=m_1+m_2$; Total gas flow kg/sec
- γ_1, γ_2 ; Weights per unit volume on oxygen and acetylene kg/m³
- U_i ; Gas velocities in torch m/sec
- p_i ; Gas pressures in torch kg/m²(=mmaq)
- t_i ; Gas temperatures in torch °C
- T_i ; Absolute gas temperatures in torch °K
- S_i ; Section areas in torch m²
- p_0 ; Atmospheric pressure kg/m²(=mmaq)
- $k_1, k_2(=C_p/C_o)$; Specific-heat ratios of oxygen and acetylene
- η, η_1, η_2 ; Nozzle coefficients of discharge

Fig. 1 Oxy-acetylene torch (Low pressure type)

* 原稿受付 昭和29年 9月10日 (昭和29年度熔接学会春季学術講演会において一部発表)

** 正員, 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University.

いては通常 p_1 は p_2 より圧倒的に大きいから p_{4-5} (従って p_3) が増大した場合 U_1 よりも U_2 の減少割合の方が著しく、混合比は次第に増大する事となる。

本報において我々は以上のような火口温度による混合比の変化の現象を説明するために理論的な数式を導き実験結果と比較した。以下の計算は極めて近似的なものであり、なお修正を要する点多々あり、また実験においても今我々が実測せる数値は両ガスの流量および二三の点における圧力のみであり、なお不十分な箇所がある事は論を待たない。

II 火口よりのガス噴出量およびガス温度の影響

前報脚註にも示した如く単一ガスの場合

$$W = \frac{ACP_1}{\sqrt{R}\sqrt{T_1}} \times 1418.9 \sqrt{\frac{R}{R-1} \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{2}{R}} - \left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{\frac{R+1}{R}} \right]} \quad (1)$$

なる関係式があるが今低圧式吹管について近似式を求めると次の如くである。

すなわち Fig. 1 において t_4 (吹管竿部の根本附近) → t_5 (火口先端) までの変化を考える。但し摩擦による損失はないものと仮定すると吹管内で流動中に加熱された混合ガスのエネルギー式²⁾は

$$\frac{1}{2g}(U_5^2 - U_4^2) = JQ + J(i_4 - i_5) = JQ + JC_p(T_4 - T_5) \quad (1)$$

となるが、この式の左辺は極めて小さいから、

$$Q = C_p(T_5 - T_4) \quad (1')$$

となり等圧変化が近似的に成立するものと考えるのが妥当であろう。等圧変化より

$$p_4 = \gamma_4 R T_4 = p_5 = \gamma_5 R T_5 \quad (2)$$

$$\therefore \gamma_5 = \gamma_4 \frac{T_4}{T_5} \quad (2')$$

今 γ_4 , T_4 として常温、常圧の γ_0 , T_0 をとると

$$\gamma_5 = \gamma_0 \frac{T_0}{T_5} \quad (2'')$$

火口の噴出孔では

$$\frac{1}{2g}(U_6^2 - U_5^2) = \eta^2 \frac{p_5 - p_0}{\gamma_5} \quad (3)$$

U_5 は U_6 に比べかなり小さいので

$$\frac{U_6^2}{2g} \approx \eta^2 \frac{p_5 - p_0}{\gamma_5} \quad (3')$$

これに (2'') を代入すると

$$\frac{U_6^2}{2g} = \eta^2 (p_4 - p_0) \frac{T_5}{\gamma_0 T_0} \quad (4)$$

$$\therefore U_6 = \eta \sqrt{\frac{2g}{\gamma_0} (p_4 - p_0) \frac{T_5}{T_0}} \quad (4')$$

t_5 常温の場合 (火口を水中に浸した時) の U_6 を U_{60} とすれば

$$U_{60} = \eta_0 \sqrt{\frac{2g}{\gamma_0} (p_4 - p_0)} \quad (5)$$

全流量 M は

$$M = \gamma_5 U_6 S_6 \quad (6)$$

火口常温の場合は

$$M_0 = \gamma_0 U_{60} S_6 \quad (7)$$

$$\therefore \frac{M}{M_0} = \frac{\gamma_5}{\gamma_0} \cdot \frac{U_6}{U_{60}} = \frac{\gamma_5}{\gamma_0} \cdot \frac{\eta}{\eta_0} \cdot \sqrt{\frac{T_5}{T_0}} = C_1 \sqrt{\frac{T_5}{T_0}} \quad (8)$$

$$\text{但 } C_1 = \frac{\eta}{\eta_0}$$

恒数 $C_1 \approx 1$ とすれば近似的には次式が成立すると見做しても差支えない。

$$\frac{M}{M_0} \approx \sqrt{\frac{T_5}{T_0}} \quad (8')$$

すなわち全流量は混合ガスの絶対温度の逆数の平方根に比例する。

III 吹管の管壁温度とガス温度の関係

吹管内各部のガス温度は測定し難いが次の如くして近似的に求められる³⁾。

今吹管の管壁温度が Fig. 2 の如くである場合、全長を流速、管径、温度勾配などに応じ適当な等温区画に分割し、各区画毎に計算値 Re (Reynolds No.), Pr (Prandtl No.) を出し、中間値 φ , $N(1 - 0.27\varphi)$ を経て C を求め ξ を適当に定めた後⁴⁾

$$\frac{\Delta\theta}{\theta_m} = C \cdot \xi \cdot \frac{4l}{d} \quad (9)$$

但し $\Delta\theta$: 一区画の入口温度と出口温度の差。

θ_m : 管壁と流体との平均温度差、流体が受熱の場合正值。

l : 一区画の長さ

d : 管の内径

$\xi \approx 0.9$

より流れが乱流であると見做した場合の火口より噴出する直前のガス温度を Fig. 2 の如く計算する事ができる。

前にも述べた如く吹管内部を通るガス温度の実測はほとんど不可能に近いので上記の如き計算を試みた訳であるが、かくして求められた火口におけるガス温度は火口温度の30~50%程度で吹管の種類、使用条件は勿論、計算方法

1) P. Freman and R. Crippen, "Table for Computation of Air Flow Through HEI Standard Flow Nozzles", Heat Exchange Institute, 1945.

2) 菅原管雄, 工業熱力学

3) M. Bosch, 実務家の為の工業伝熱論 (高橋安人訳, コロナ社, p. 161)

4) 上掲, 文献附録の計算図表 I 使用

Fig. 2 Calculated temperature of mixed gas at tip end

たとえば分画数，常数の取り方などによっても著しく変動し (9) 式を適用して噴出ガスの温度を求め，更に (8') より $\frac{M}{M_0}$ を算出しても実測値と一致しない事が多い。Fig.2 は比較的良好に合致した例である。また噴出時における速度係数も測定困難であり，噴出孔の断面積も火口温度の上昇，アセチレンの熱分解による炭素質異物の附着等のため実際は変化する事が考えられる。従って火口温度と混合比の関係を直接求める事はかなり無理を伴うといえる。

IV 混合比の変化におよぼす流量減少の影響

他にも原因はあるが火口あるいは管壁温度の上昇は内部を流動する酸素，アセチレン混合ガスを加熱し，ほぼガスの絶対温度の逆数の平方に比例して流量が減少する事を一応了解したので，混合比の変化と火口温度の關係の代りに間接的ではあるが実測できた流量変化との關係を数式にあらわす事を試みた。

低圧式吹管のインゼクター断面において酸素に対しては次の圧縮気体の噴出式が適用できる²⁾。

$$\frac{U_1^2}{2g} = \eta_1^2 \frac{k_1}{k_1 - 1} \cdot \frac{p_1}{\gamma_1} \left[1 - \left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}} \right] \quad (10)$$

$$m_1 = \gamma_1 U_1 S_1 \quad (11)$$

低圧のアセチレンに対しては圧縮性を考えず

$$\frac{U_2^2}{2g} = \eta_2^2 \frac{1}{\gamma_2} (p_2 - p_3) \quad (12)$$

$$m_2 = \eta_2 U_2 S_2 \quad (13)$$

火口温度が上昇したため p_3 が微小圧 $4p$ だけ変化した場合を考える。火口温度が常温 (火口を水中に保持) の場合，両ガスの流量，流速をそれぞれ m_{10} , m_{20} , U_{10} , U_{20} と

し， p_3 が $p_3 + 4p$ になった場合それぞれが m_1 , m_2 , U_1 , U_2 になったとする。なお $\eta_1/\eta_{10} \cong 1$, $\eta_2/\eta_{20} \cong 1$ と見做せば (10)~(13) より

$$\begin{aligned} \left(\frac{m_1}{m_{10}} \right)^2 &= \left(\frac{U_1}{U_{10}} \right)^2 = \frac{1 - \left(\frac{p_3 + 4p}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}}{1 - \left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}} \\ &\cong 1 - \frac{k_1 - 1}{k_1} \cdot \frac{\left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}}{1 - \left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}} \cdot \frac{4p}{p_3} \quad (14) \end{aligned}$$

$$\left(\frac{m_2}{m_{20}} \right)^2 = \left(\frac{U_2}{U_{20}} \right)^2 = \frac{p_2 - p_3 - 4p}{p_2 - p_3} = 1 - \frac{4p}{p_2 - p_3} \quad (15)$$

$$\therefore \left(\frac{m_1}{m_{10}} \right) \cong 1 - \frac{k_1 - 1}{2k_1} \cdot \frac{\left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}}{1 - \left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}} \cdot \frac{4p}{p_3} \quad (14')$$

$$\left(\frac{m_2}{m_{20}} \right) \cong 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{4p}{p_2 - p_3} = 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{p_3}{p_2 - p_3} \cdot \frac{4p}{p_3} \quad (15')$$

今

$$\alpha = \frac{k_1 - 1}{2k_1} \cdot \frac{\left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}}{1 - \left(\frac{p_3}{p_1} \right)^{\frac{k_1 - 1}{k_1}}} \quad (16)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \cdot \frac{p_3}{p_2 - p_3} \quad (17)$$

とおけば

$$\frac{m_1}{m_{10}} = 1 - \alpha \cdot \frac{4p}{p_3} \quad \text{即ち} \quad m_1 = m_{10} \left(1 - \alpha \cdot \frac{4p}{p_3} \right) \quad (18)$$

$$\frac{m_2}{m_{20}} = 1 - \beta \cdot \frac{\Delta p}{p_3} \quad \text{即ち} \quad m_2 = m_{20} \left(1 - \beta \cdot \frac{\Delta p}{p_3} \right) \quad (19)$$

一方全流量の変化は

$$M = m_1 + m_2 = M_0 - (m_{10}\alpha + m_{20}\beta) \frac{\Delta p}{p_3} \quad (20)$$

$$\text{但し} \quad M_0 = m_{10} + m_{20} \quad (20')$$

$$\therefore \frac{M}{M_0} = 1 - \left(\frac{M_{10}}{M_0} \cdot \alpha + \frac{m_{20}}{M_0} \cdot \beta \right) \frac{\Delta p}{p_3} \quad (21)$$

また混合比は

$$\frac{m_1}{m_2} = \frac{m_{10}}{m_{20}} \cdot \frac{1 - \alpha \cdot \frac{\Delta p}{p_3}}{1 - \beta \cdot \frac{\Delta p}{p_3}} = \frac{m_{10}}{m_{20}} \left[1 + (\beta - \alpha) \frac{\Delta p}{p_3} \right] \quad (22)$$

(21) より

$$\frac{\Delta p}{p_3} = \frac{1 - \frac{M}{M_0}}{\frac{m_{10}}{M_0} \cdot \alpha + \frac{m_{20}}{M_0} \cdot \beta} \quad (23)$$

(22) に (23) を代入

$$\frac{m_1}{m_2} = \frac{m_{10}}{m_{20}} \left[1 + \frac{\beta - \alpha}{\frac{m_{10}}{M_0} \cdot \alpha + \frac{m_{20}}{M_0} \cdot \beta} \left(1 - \frac{M}{M_0} \right) \right] \quad (24)$$

なる関係式が近似的に求められる。二三の吹管につき実測値を押し入して混合比 ($O_2/C_2H_2 = m_1/m_2$) を算出すると次の通りである。但し計算に際しては下記の制約を設けた。

- (1) α, β 中の p_3 は (10)~(13) より求め得るが簡単のため大気圧として計算を進めた。
- (2) 混合ガスの γ は γ_1, γ_2 より計算して求めた。
- (3) 両ガスの諸恒数は次のものを用いた。(1 atm., 20°C)

ガス	γ	R	C_p	C_v	$k = C_p/C_v$	$\frac{k-1}{k}$
O_2	1.33	26.5	0.218	0.156	1.40	0.286
C_2H_2	1.10	32.6	0.402	0.323	1.24	0.194
$O_2/C_2H_2=1$	1.21	29.0	0.310	0.240	1.30	0.230

Table 1 Test Results Torch: B-S 150# Type III

Measurement									Calculation			
Time	Tip temp.	Gas pressure			Gas consumption			Gas Ratio	α	β	M/M ₀	Gas ratio
		O ₂	C ₂ H ₂	Mixed chamber	O ₂	C ₂ H ₂	Total					
min	°C	kg/cm ²	mmHg	mmHg	l/min	l/min	l/min	O ₂ /C ₂ H ₂				m ₁ /m ₂
0	70	1.99	38	51	6.48	5.68	12.16	1.141				
2	100	1.93	38	51	6.41	5.53	11.94	1.159	0.394	10.0	0.983	1.180
3	150	1.92	38.5	51	6.41	5.39	11.80	1.188	0.396	9.87	0.970	1.209
4	200	1.91	39	52	6.40	5.25	11.65	1.218	0.398	9.74	0.959	1.232
4½	250	1.90	40	55.5	6.38	5.12	11.50	1.247	0.401	9.5	0.945	1.265
5½	300	1.90	40	56.5	6.36	4.98	11.34	1.274	0.401	9.5	0.934	1.291
6½	350	1.89	40	57	6.34	4.83	11.17	1.311	0.402	9.5	0.919	1.326
7½	400	1.88	42	57.5	6.28	4.69	10.97	1.338	0.403	9.05	0.903	1.357
9	450	1.88	42	58	6.22	4.54	10.76	1.369	0.403	9.05	0.886	1.393
10	500	1.87	42	58	6.15	4.39	10.54	1.402	0.404	9.05	0.868	1.432
*	50	1.87	39	50	6.46	5.66	12.12	1.141				

(4) p_1 (吹管入口の酸素圧) はブルトン管圧力計の目盛が荒く、水銀柱を使用した圧力 1 kg/cm² 以下の場合を除き圧力変化を適確に測定できず、従って測定値は少々正確を欠いている。

Table 1 は実測値および計算例として吹管 B-S 150# の場合を示したもので両者は比較的よく一致している。表中最下段は最高温度より火口を常温まで水冷した場合の圧力、流量である。Fig. 3, 4 は Table 1 および他の一二の例を図示したものである。

Fig. 3 Effect of the tip temperature for gas ratio Torch: B-S 150# O_2 ; 2 kg/cm²

Fig. 4 Effect of the tip temperature for gas ratio Torch: B-A 350# O_2 ; 2 kg/cm²

(24)式は最初混合比が正確に 1 (すなわち $m_{10}=m_{20}$) となる様調整してあったとすると簡単に次の如くする事ができる。

$$\frac{m_1}{m_2} = 1 + 2 \frac{\beta - \alpha}{\beta + \alpha} \left(1 - \frac{M}{M_0} \right) \quad (24')$$

(24) あるいは (24') において

$$0 < \frac{M}{M_0} < 1 \quad \therefore 0 < \left(1 - \frac{M}{M_0} \right) < 1$$

であり $\beta < \alpha$ なら混合比は減少するが低圧吹管にありては常に $\beta > \alpha$ であり混合比が減少する事はあり得ない。

V 結 言

なお二三検討を要する点もあるが、低圧吹管の混合比の変動に及ぼす火口温度の影響を間接的ながら数式にあらわす事を試みた。その結果を要約すると次の如くである。

(1) 火口よりの噴出ガス量はほぼその絶対温度の逆数の平

方根に比例して減少する。

(2) 噴出ガスの温度は計算により求める事もできるが正確を期し難い。

(3) 低圧吹管におけるガス流量と混合比の関係式を近似的に導いたが比較の実験値とよく一致した。

(4) この関係式 (24) において $\left(\frac{\beta - \alpha}{\frac{m_{10}}{M_0} + \frac{m_{20}}{M_0} \beta} \right)$ 項の値は

余り変化なく、混合比 $\frac{m_1}{m_0}$ に最も影響するのは $\frac{M}{M_0}$ すなわち流量の減少である事がわかる。

(5) もし $\alpha = \beta$ あるいは $(\beta - \alpha) \rightarrow 0$ ならば混合比の変化は全くないか、より一層少くてすむであろう。

(6) p_1, p_2 が厳密に常に一定であるような状態で実験を行う事が必要で、同時に調整器についても改めて考慮を払わなくてはならない。

小型熔接管に対する低温應力緩和法の適用*

(熔接管の残留應力と低温應力緩和法に関する研究 第 2 報)

渡 辺 正 紀** 峰 久 節 治** 山 本 通 雄***

The Low Temperature Stress Relieving Method Applied to Comparatively Small Welded Pipes*

(Residual Stress of the Welded Pipes and the Virtues of Low Temperature Stress Relieving Method, 2nd Report)

By M. Watanabe,** S. Minehisa** and M. Yamamoto***

Abstract

In this report, we give the mathematical analysis for the mechanism of Low Temperature Stress Relieving method and confirmed the virtues of this method, using comparatively small pipes.

For the former object, we adopted the test pieces shown in Fig. 1. After welding, the stress-strain relations of each member are expressed by eqs. (1) & (2), where H is the inherent strain. When both side members are heated to temperature T, the central member will be deformed plastically as eq. (3), where g is the plastic strain. After cooling, T becomes zero. Then we have the relations expressed by eq. (6). In the residual stress of the central member is equal to the yielding stress of the material and the material can be assumed to be perfect plastic body, we have the relation $\sigma_{C1} = \sigma_{C2}$. Then we get $g = \alpha T$. From this relation stresses of each member after cooling can be expressed by eq. (7). In Fig. 2, we showed experimental and theoretical results.

Fig. 4. shows the heating and cooling apparatus for pipes. Test results are summarized in Figs. 7~11 for seam welded pipes and in Figs. 12~16 for butt welded pipes. From these curves we know Low Temperature Stress Relieving method can be sufficiently applied to welded pipes in place of annealing at the point of stress-relieving.

By measuring the residual stresses at the outside and inside of the pipe, we know the occurrence of bending moments by these treatment.

* 原稿受付 昭和29年 3 月 (昭和29年度熔接学会春季學術講演会において発表)

** 正員, 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University.

*** 正員, 新三菱重工神戸造船所 Member, Shinmitsubishi Heavy Industry Co. Ltd., Kobe Ship Yard.