性的には次のような比較考察を行うことが出来る、すなわち応力分布の傾向は本実験の場合と大体において一致しており、特に同研究では飛石法において最後に熔接せられたビードの位置に残留応力の peak を生ずると述べられているが、この事は本実験でも確認せられた。(才 3 図参照) 尚直線熔接に比して Block 法 (特に Cascade 法) の方が残留応力値がかなり低いことも本実験の結果と一致している。(試験片 B-1 と B-2 との比較) しかし残留応力の大きさの順序については必ずしも本実験の結果と一致してはいない。これは前述のように試験片板厚の相違にもよるものと考えている。

試験体 C のような十字型衝合熔接々手 (周辺自由) の残留応力分布について上と同じ研究者⁽⁴⁾ (F. Jonassen 等) の実験報告がある。この実験結果を拘束試験体 C の結果と比較してみると次のような特性が観察せられる。即ち Jonassen 等の実験では長い接手 (本実験の場合の XOX' に相当する) の熔接線に直角方向応力は接手の交点 O 以外で一般に熔接線方向応力に比して著しく小さいのに反し、本実験の場合には両者の値がほとんど同程度かあるいはむしろ直角方向応力の方が大となっている場合すらある。この相違は才 4・2 節でも言及したように外的拘束によって生じたものと考えられる。

本実験では周辺自由な熔接々手試験片及び拘束熔接試験片を用いて、熔接法及び熔接順序が残留応力分布特性に及ぼす影響を調査し、前述のごとき規準に従って実験結果の比較考察を行うとともに、従来の実験との比較をも併せて行った。既に述べたように、熔接法の適否の判定は残留応力と熔接変形との二つの立場から論ずる必要のある事は勿論である。この点については別の機会に論じたいと思う。

謝 辞

本研究を行うに当り試験片の製作その他に絶大なる御援助を賜った新三菱重工業神戸造船所熔接工場に対し深く感謝の意を表する。

文 献

- 1) 渡辺, 佐藤; 移動熱源による熱応力ならびに残留応力に関する研究, 昭和 27 年 11 月, 熔接学会秋期講演会 (名古屋) にて発表 (未印刷)
- 2) この事は実験的にも確認せられている。
W. Spraragen and G. E. Claussen; The Welding Journal, 1937 No. 1, p. 2-p. 62 の中に Mies の実験として引用せられている。
- 3) F. Jonassen, J. L. Meriam and E. P. DeGarmo; The Welding Journal, 1946 No. 9, 492s-496s.
- 4) E. P. DeGarmo, J. L. Meriam and F. Jonassen; The Welding Journal 1946 No. 8, 451s-463s.

熔接々手の脆性破壊 (第 2 報)*

— 形 状 的 拘 束 の 影 響 —

大 谷 碧** 藤 本 二 男**

Brittle Fracture of Welded Joint (Report 2)*

— Effects of Geometrical Constraint —

By M. Otani**, T. Fujimoto**

Abstract

The transition temperatures of butt weld joints with internal defects were investigated with specimens, the dimensions of root face (G) and reinforcement (δ) of which were changed in series. Experiments showed that the changes in dimensions of G and δ affected the transition temperatures of butt joints (Fig. 8). Supposing that the degree of geometrical constraint might be anticipated by the difficulty of the growth of plastic ranges originating from ends of G , and this difficulty would be proportionate to the yielding stress of the specimen, tensile tests were made to investigate stress-strain relations by specimens of Fig. 9, and the results as in Fig. 11 were obtained, in which the yielding state was defined by the intersection of two curves, A and B . Then, the effectiveness of the reinforcement under tensile load was calculated on the Neuber theory for semi-infinite plate with a slight projection to correct the nominal sectional area of the specimen. Using thus determined sectional areas, the yielding stress values (σ'_{yw}) of the specimen could finally be decided. It was proved that the fracture transition temperatures of joints were raised as the combinations in dimensions of G and δ increased the values of σ'_{yw} (Fig. 14).

I は し が き

オ1報においては板厚中央に不熔着部を有するX型突合せ接手が脆性破壊することを実証し、また母材と熔着鋼の切欠脆性が接手の遷移温度に及ぼす影響を求めることができた。その際不熔着部の大きさ(G)と補強盛りの高さ(δ)はそれぞれ一定にして試験したが、 G と δ を変えれば接手の遷移温度が変化することは当然予想されることである。本報告ではキルド鋼 K-1 および K-2 を熔接棒 No.1 で熔接した接手について、 G と δ を系統的に変化せしめて試験片を作り、実験を行った。

II 試 験 片

試験に用いた鋼材 K-1, K-2 と熔接棒 No. 1 の諸性質はオ1報に記した通りである。 G および δ の値をオ1表のごとく組合せて試験片を作成した。試験片の形状および製作要領はオ1報におけるものと同様であるが、たゞの $\delta=0$ のときは補強盛りを削り去り表面を平にし、また $\delta=4\text{mm}$ のときはオ1図の形状に仕上げた。不熔着部両端の熔込みを一樣にするためオ1層の熔接電流前は慎重

Table 1
Combination of G and δ

Steel	G (mm)	δ (mm)
K-1	6	0 : 2* : 4
	3	2
K-2	6	0 : 2* : 4
	10	2

(Note) (1) * Results in 1st report are available
(2) No.1 electrode was used

Fig. 1 Shape of reinforcement machined ($\delta=4\text{mm}$)

Table 2 Welding Current (A)

G (mm)	3	6 and 10
No. of layers		
1	180~185	185~190
1'	170~175	175~180
2 and 2'	180	180
Above 3, 3'	160	160

(Note) (1) Electrode: No. 1

(2) 1, 2, 3 layer.....Surface of weld
1', 2', 3', layer.....Back of weld

引張り試験の要領はオ1報と同様である。

関係と求めると、 G および δ の各組合せについてオ2図

～オ7図の結果が得られる。これらの W_{B-M} と S ～温度

Fig. 2 Test results (1)

Fig. 3 Test results (2)

Fig. 4 Test results (3)

Fig. 5 Test results (4)

* 原稿受付 昭和29年9月1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、鉄道技術研究所 Member, Railway Technical Research Institute

Fig. 6 Test results (5)

Fig. 7 Test results (6)

Table 3 Transition Temperatures

Steel	G (mm)	δ (mm)	Transition temp. (°C)	
			T_{rB}	T_{rS}
K - 1	6	0	-45.5	-45.5
		2*	-41.5	-41.5
		4	-29.5	-29.5
K - 2	3	2	-47.0	-47.0
	6	0	-45.0	-45.0
		2*	-44.0	-44.0
		4	-42.5	-42.5
	10	2	-45.5	-45.5

(Note) (1) No. 1 electrode was used

(2) *.....Results in 1st report are available

曲線から Fracture 遷移温度を決定すると、第 3 表の T_{rB} と T_{rS} 値がそれぞれ求められる。本実験においても両者の値は一致した。なお表中 $G=6\text{mm}$, $\delta=2\text{mm}$ の場合については、第 1 報の結果を使用した。 $G=6\text{mm}$ あるいは $\delta=2\text{mm}$ のとき、 δ または G の変化が遷移温度に与える影響を示すと第 8 図のごとくである。試験の温度範囲では W_M 曲線の低下がまだ著しくはあらわれず、したがって Ductility 遷移温度は求められていない。また第 4 表は -45°C における見掛けの平均最大応力 (σ_M) を比較した

Fig. 8 T_{rs} of welded joints

Table 4 Examples of Maximum Stress Values (K-2 Steel, No. 1 Electrode)

G (mm)	δ (mm)	σ_M (kg/mm ²)	factor n	$\sigma_M' = n\sigma_M$ (kg/mm ²)
3	2	52.6	0.958	50.4
	0	40.5	1.352	54.8
6	2	43.0	1.095	47.1
	4	45.8	0.920	42.1
10	2	36.7	1.352	49.6

(Note) (1) factor $n = \frac{B(20) \times T(23)}{\text{Sectional area at } G}$

(2) σ_M values at -45°C are listed.

ものである。 σ_M を不熔着部位置での平均最大応力 (σ_M') に換算すると、一般に欠陥位置の熔着鋼断面積 (A_w) すなわち

$$A_w = (T - G + 2\delta)B$$

の小さい程、 σ_M' が大きくなる傾向のあることが認められる。

IV 考 察

1. 第 8 図について、 G および δ が接手の遷移温度に及ぼす影響を観察すると、まず欠陥の大きさ $G=6\text{mm}$ の場合、補強盛りの高さ δ が増すと、接手の遷移温度は上昇することが示されている。かかる傾向は鋼材 K-1 の接手において甚だしいのに対し、鋼材 K-2 では上昇の傾向は認められるが、その度合が K-1 のときほど著しくない。このような差が生ずる理由は不明でその点すこぶる不満足であるが、しかし δ が増せば一般に遷移温度は上昇する傾向のあることが確認せられた。無用に高い補強盛りの悪影響に関しては、最近 C. Hartbower 氏が爆発パルジ試験を行って、本報告の結果と同一の傾向を報告している²⁾。このように脆性破壊の見地よりすれば、補強盛りは接手の遷移温度を上昇せしめる一因子である。なお第 8 図中に記入したごとき両鋼材の遷移温度の平均曲線によって δ の影響をあらわし、議論を進めるとにする。

次に $\delta=2\text{mm}$ で G が変化した場合の遷移温度は、 $G=3\text{mm}$, 10mm のものにくらべて $G=6\text{mm}$ のときが最も高いようである。しかし本実験で変化せしめた G の範囲では G が小さくても接手は脆性破壊するものであって、 G が大きい接手にくらべて見掛けの平均破断応力 (σ_M) はも

ちろん高いとはいえ（※4図参照），その遷移温度には大差がないようである。したがって熔接々手の脆性破壊を防止するためには，接手中の微小欠陥といえども極力その生成を阻止せねばならないと考えられる。

2. G および δ の変化が接手の遷移温度に影響を与える理由は次のように推測されよう。

G と δ が変ればもちろん熔接部の応力状態も変動するが，不熔着部の両端から生じた塑性変形領域が発展する難易さの程度にこの応力状態が影響することは当然予想されるところである。一方拘束度が大きくなれば遷移温度が上昇することも従来から予期されている。塑性変形の進展を阻止する程度が換言すれば拘束度であることを想起するならば，本実験の結果は拘束度の変化をもって説明し得るのではあるまいか。

この場合接手に外的拘束は仿いて居らず接手自身の形状が異っているのみであるから，形状的な拘束度の影響が期待されよう。最近 A. Wells 氏からもかかる形状の拘束に注目し，側面切欠き試験片の脆性破壊の場合について板巾と切欠きの深さの比が拘束度に及ぼす影響等を論じている³⁾。同氏によれば拘束の程度をあらわす Restraint Factor (R.F.) は次のように定義される。

$$R.F. = \frac{\text{切欠き試験片が完全降伏したときの平均応力}}{\text{材料の降伏点}}$$

たゞし平均応力は，切欠き部最小断面積についての値である。また完全降伏 (General Yield) とは両側の切欠き先端部から発生した2つの塑性域が段々生長して遂に試験片中心線上で接触するに至ったときの状態を云う。拘束度の高低は R.F. の大小によってあらわされる。

3. G と δ の各組合せに対し塑性変形の進展状況が如何に異なるかを調べるため，遷移温度を測定した試験片と同一形状で厚さが 5mm の※9 図に示すごとく試験片を用いて引張試験を行い，応力～歪曲線を求めた。試験片は鋼材 K-1 熔接棒 No. 1，を用いて作成し，その G は 3.6，10mm， δ は 0.2・4mm と変化せしめた。 G を挟んで標点距離 50mm のマルテンス歪計をとりつけ，各荷重 (P) に対する歪 (ϵ) を測定した。母材平行部の断面積 ($T \times t$; $T = 23\text{mm}$, $t = 5\text{mm}$) で P を除して見掛けの平均応力 (σ) を求め $\sigma \sim \epsilon$ 線図をかくと，1例を※10図に示すような曲線が得られる。このように曲線は徐々に直線から曲線へ移行し，降伏点を定め難くまた塑性域の拡大状態も推察し難いのであるが，いま阪大渡辺教授の提案された方法になら

Fig. 9 Specimen for measuring yield stress

Fig. 10 An example of stress-strain curves ($G=6\text{mm}$, $\delta=2\text{mm}$)

Fig. 11 An example of $\sigma/\epsilon \sim \sigma$ curves ($G=6\text{mm}$, $\delta=2\text{mm}$)

って (σ/ϵ) と σ の関係を求めてみると，これらの点を明確にすることができる。すなわち※11図は※10図の $\sigma \sim \epsilon$ 曲線を (σ/ϵ) $\sim \sigma$ 曲線にかき直したもので，曲線は (σ/ϵ) 値がほぼ直線的に漸減する④部分と，急激な減少をあらわす⑤曲線とより成ることが分る。④部は G の両端から発生した塑性域が荷重の増大とともに成長してゆく過程に対応するもので，塑性域はまだ熔着鋼表面に達せず，したがって (σ/ϵ) 値はほぼ直線的に漸減するに止っている。⑤部は熔着鋼表面に達した塑性域が荷重の増加とともに巾を広げてゆく過程に対応するものであって，(σ/ϵ) 値は急激に減少する。④⑤両線の交点は塑性域がちょうど熔着鋼表面に達したときに相当する。かかる σ を接手の降伏応力と (σ_{yw}) する。 σ_{yw} は A. Wells 氏の定義した General Yield 時の応力に等しい性質のものである。 G と δ の各組合せに対する σ_{yw} の測定値を※5表に示す。

これらの σ_{yw} は，前述のごとく便宜上母材平行部の断面積 ($T \times t$) について求めた見掛けの平均応力 (σ) $\sim$ 歪曲線から定めたもので，断面積が G と δ の寸法変化を反映しない点が不合理であるから，やはり A. Wells 氏も行っ

Table 5 Effects of G and δ on Yield Stress

Designed $G-\delta$	Dimension (mm)			Calculated δ_e (mm)	σ_{yw} (kg/mm ²)	σ'_{yw} $=\textcircled{1} \times \sigma_{yw}$
	T	G	δ			
3-0	22.6	4.00	0	0	25.8	31.4
3-2	22.6	4.30	2.55	0.385	27.7	32.7
3-4	22.6	4.30	4.48	0.475	28.4	33.2
6-0	22.8	6.60	0	0	23.8	33.5
6-2	22.8	6.45	2.55	0.385	25.5	34.0
6-4	22.8	6.35	4.50	0.476	27.3	35.7
10-0	22.9	10.70	0	0	17.3	32.4
10-2	22.9	10.75	2.38	0.359	18.5	32.8
10-4	22.9	10.70	4.45	0.472	20.2	35.1

factor $\textcircled{1} = T/(T-G+2\delta_e)$

たように、不熔着部断面についての平均応力～歪曲線から定められた降伏応力 (σ'_{yw}) を用いて考察を進めるのが妥当であろう。 σ'_{yw} を求めるには測定した σ_{yw} を次式により補正すればよい。

$$\sigma'_{yw} = \sigma_{yw} \times \frac{\text{母材平行部の断面積}(T \times t)}{\text{不熔着部における断面積}} \dots\dots\dots (1)$$

不熔着部の断面積を計算するにあたって、引張荷重に対する補強盛り (高さ δ) の有効性を検討する必要がある。すなわち縁に小凸起を有する平板の応力分布に対しては凸起部の応力集中係数の問題に関連して従来から多くの研究がなされているが⁴⁾⁵⁾、これらの報告を参照すると凸起部はいずれも応力を受持つ度合の少いことが予想されるからである。第12図は $G=0$ の場合を仮想し、小凸起のある帯板の応力分布を概念的にあらわしたもので、 Ox 断面上の荷重方向応力 (σ_w) が補強盛り部で减小することを示している。中心線上の σ_w の値を σ_{w0} とし、 σ_w 曲線の面積と等しい荷重を受持ち応力が一様に σ_{w0} である凸起のな

Fig. 12 Effectiveness of reinforcement

い帯板の片巾を $(T/2) + \delta_e$ であらわしたとき(第12図参照)、この δ_e を以て補強盛りの有効高さと考えることができよう。然るとき (1) 式により σ_{yw} を換算して σ'_{yw} を求める場合、不熔着部における有効断面積は $(T-G+2\delta_e)t$ であらわすべきである。従って (1) 式は次のようになる。

$$\sigma'_{yw} = \sigma_{yw} \times \frac{T}{T-G+2\delta_e} \dots\dots\dots (2)$$

なおこのように定義した δ_e は (3) 式によって計算される。

$$\delta_e = \left(\int_0^{T/2 + \delta} \sigma_w dx / \sigma_{w0} \right) - \frac{T}{2} \dots\dots\dots (3)$$

小突起を有する半無限平板に対する H. Neuber 氏の理論式⁵⁾ を適用して応力分布を求め、これが $G=0$ の場合の接手試験片の応力 σ_w を近似的にあらわすものと仮定して δ_e を求めた。

$\delta=2\text{mm}$ および 4mm ($G=0$) のときの σ_w を Neuber の方法により計算し (計算の詳細は附録参照)、 σ_w/σ (σ は平行部における一様な応力) を図示すると第13図の曲線が得られる。かゝる応力分布につき第12図の要領で (3) 式から δ_e を求めると、

$$\begin{aligned} \delta=2\text{mm} \text{ のとき} & \quad \delta_e/\delta = 0.151 \\ \delta=4\text{mm} \text{ のとき} & \quad \delta_e/\delta = 0.106 \end{aligned}$$

となる。第10図等の $\sigma \sim \epsilon$ 曲線を測定した試験片の $T \cdot G \cdot \delta$ 等を実測し (第5表)、また上に求めた δ_e/δ の比を用いそれらの δ_e を予測して、(2) 式により σ'_{yw} を計算し

Fig. 13 Stress distribution in semi-infinite plate with a slight projection

た. δ_0 と σ'_{yw} の値を表5に示す.

4. G および δ を種々変えて作った突合せ接手の遷移温度 T_{rs} (表8図参照; δ を変えた場合は T_{rs} の平均値) と表5の σ'_{yw} との関係を調べると, 両者の間には表14図の

Fig. 14 Relation bet' $(T_{rs})_{\text{mean}}$ and σ'_{yw}

ごとき密接な関連性の存在することが判明した. すなわち本実験の範囲では, G と δ が変化して σ'_{yw} が増加すると, その上昇度にはほぼ比例して T_{rs} も上昇することが証明された. 前述のように形状の拘束の程度は塑性変形進展の状態を検討して比較し得ると考えられる. 一方 A. Wells 氏の定義した完全降伏に到達する難易さの程度は, 塑性変形の進展状況を判定するための一つの目安であろう. 従って完全降伏時の平均応力 σ'_{yw} が高いことは完全降伏し難いことすなわち塑性変形の進展が容易でなかったことを意味し, 同時に形状の拘束の大きいことを予想せしめるものである. このように考えるならば表14図の結果は, 接手の形状の拘束度が大きくなればその Fracture 遷移温度が上昇することを示していると解釈される. G および δ の寸法が接手の遷移温度に与える影響の意義は, このような形状の拘束度の概念によって明らかにすることができよう.

V 結 論

接手の中央に不熔着部を有する熔接試験片の引張試験を行い, その Fracture 遷移温度は補強盛りの高さ (δ) および不熔着部の大きさ (G) の影響を受けることを明らかにした. かゝる影響の原因は $G \cdot \delta$ の組合せによる形状の拘束度の変化であり, かつこれが塑性変形進展の難易により比較し得ることを予想し, G および δ を系統的に変えた試験片の降伏応力を測定した. 一般に凸起部では応力を受持つ能力が少いものであるから, Neuber 氏の理論式により補強盛りおよびその近傍の応力分布を計算し, 補強盛り部の受持つ荷重の割合を検討した. かゝる δ の有効性をも考慮して降伏応力の測定値を修正し, 表14図に示すごと

く完全降伏時の応力 σ'_{yw} が高い程, すなわち形状の拘束度の大なる程, 接手の遷移温度が上昇することを実証した.

本研究は運輸省研究補助金ならびに文部省科学試験研究費の交付と, 日本造船研究協会の援助を得て行われた. また吉識雅夫・木原博両先生および造船協会電気熔接研究委員会の委員諸賢より有益な御助言を受けた. 試験の実施に当っては野口節, 林森男, 寺田繁道三氏が熱心に協力された. こゝに深く感謝する次第である.

附 録

表15図のごとく x, y 座標軸をとり, 曲線座標 u, v を次式

$$x = u + \frac{u}{u^2 + v^2}, \quad y = v - \frac{v}{u^2 + v^2} \quad \dots (4)$$

により定める. 引張荷重は x 軸方向に働くものとし, 小突起の近傍を除いては一様な応力 σ を生ずる. また周辺曲線として $v = \text{一定}$ の曲線を用いる. これを $v = v_0$ であらわす. 周辺曲線 $v = v_0$ が表9図の製鉄片形状をもっともよくあらわすように, 補強盛りの高さおよびその曲率半径を考慮して試案法によりの v_0 値を定めると,

$$\left. \begin{array}{ll} \delta = 2\text{mm} \text{ のとき} & v_0 = 1.6225 \quad (k = 0.2715) \\ \delta = 4\text{mm} \text{ のとき} & v_0 = 1.080 \quad (k = 0.1961) \end{array} \right\} \dots (5)$$

但し k は試験片に対する表15図の曲線の縮小率

Fig. 15 Coordinate axes

となる. 表16図は試験片の形状と $v = v_0$ 曲線を比較した

Fig. 16 Comparison of specimen contour and $v = v_0$ curve

ものである。

小凸起を有する半無限平板が引張り荷重を受ける場合
(第15図)に関する H. Neuber 氏の理論によれば、(4)
式の曲線座標を用い応力函数 F の形を

$$F = \frac{\sigma'}{2} (v - v_0)^2 \left[1 - \frac{1}{(2v_0^2 + 1)(u^2 + v^2)} \right] \dots \dots \dots (6)$$

として、次式により $u =$ 一定の曲線に対する法線応力 σ_u
が求められる。

$$\sigma_u = \frac{1}{h_v} \frac{\partial}{\partial v} \left(\frac{1}{h_v} \frac{\partial F}{\partial v} \right) + \frac{1}{h_u^2 h_v} \frac{\partial h_v}{\partial u} \frac{\partial F}{\partial u} \quad (7)$$

但し $h_u = h_v = \left(1 + \frac{2v^2 - 2u^2 + 1}{(u^2 + v^2)^2} \right)^{\frac{1}{2}}$

(6) (7) 式より計算すれば、 $x=0$ 断面の法線応力
 $[\sigma_u]_{u=0}$ は

$$[\sigma_u]_{u=0} = \frac{\sigma v^4}{(v^2 + 1)^2} \left[1 + \frac{v_0(2v - 3v_0)}{v^4(2v_0^2 + 1)} + \frac{2(v - v_0)}{v(v^2 + 1)} \left\{ 1 - \frac{v_0}{v^3(2v_0^2 + 1)} \right\} \right] \dots \dots \dots (8)$$

となる。

参 考 文 献

- 1) 大谷, 熔接学会誌, 2, 3月, 1955年, p. 30
- 2) C. Hartbower, Weld. J., March 1954, p. 141-s.
- 3) A. Welding Research, April 1953, p. 34r
- 4) 鶴戸口, 機械学会論文集, Vol.16 No.55 (1950), p. 44
- 5) H. Neuber, Kerpspannungslehre (1937), p. 65

— 会 告 —

熔接学会熔接論文賞授賞規定

〔熔 接 論 文 賞〕

第1条 所定期間中に熔接学会誌その他に掲載された熔接関係の論文で、学術上、技術上優秀と認められるものの著者に対し熔接論文賞を授与する

〔論文審査委員会〕

第2条 熔接論文賞授賞者を銓衡するため論文審査委員会を設ける

第3条 論文審査委員の定員は5名とする

委員の任期は1ケ年とする

第4条 論文審査委員は熔接に関する学識経験者中から理事会の議を経て会長が委嘱する

第5条 審査委員会は委員の互選により委員長1名および次の各部門主査各1名を定める

イ. 材料部門 ロ. 機器部門 ハ. 工作部門 ニ. 構造部門

委員長および各部門主査の任期は1ケ年とし重任できない

〔銓 衡 方 法〕

第6条 編集理事は所定期間中に熔接学会誌に掲載された論文および他の学協会等から推薦された論文を分類して、各部門リストを作成し当該部門主査に提出する。各部門主査は授賞審査に値する論文2篇以内をえらび審査委員長に報告しなければならない。授賞審査に値する論文無しと判断した場合もその旨報告しなければならない

第7条 前条規定の外、熔接学会誌及びその他に掲載された論文について、掲載論文の著者またはその所属機関は論文を指定し審査委員長に授賞論文審査を請求することができる

第8条 審査委員長は部門主査と合議の上第6条および第7条に基づき提出された論文中から授賞候補論文4篇以内をえらび、その授賞の可否を決定する

第9条 授賞論文決定の審査委員会は、委員全員の出席がなければ開くことができない

但し審査委員が止むを得ず欠席する場合は予め審査の結果を書面により委員長に申出て出席に代えることができる

〔授 賞〕

第10条 授賞論文は原則として2篇以内とする

第11条 授賞は論文審査委員会の結果に基づき、理事会の議を経て会長が行う

附 則

1. 第1条の所定期間は論文数及び過去の授賞経過等を判断し理事会の議を経て会長がこれを定める
2. 連名論文の場合は原則として、論文に主として関与した著者を授賞者とする但し現任の審査委員およびその関与した論文は受賞の対照とならない
3. 論文賞の対象となる論文は所定期間中に熔接学会誌に掲載されたもの、各学協会および研究機関から推薦されたものおよび著者の提出したものとする
4. 審査委員の交替は毎年春季総会の当日とする
5. 本規定に定められない事項は、その関係するところに従い理事会あるいは審査委員会が決定する