UDC 537.311: 669.71-426: 621.3.06

論文

61-B107

細物アルミニウム電線の圧着接続における電気伝導の経年変化に関する考察

正員 中野 弘伸 (職業訓練大)

非会員 福井

潤 (矢崎電線)

1. まえがき

細物アルミニウム電線は使用後、数年で電線相互の接続部や配線器具との接続部に焦げや焼損などの問題が生じ、軟銅電線との比較において接続信頼性は劣ると指摘され⁽¹⁾⁽²⁾、それ以来、汎用化への期待は厳しいものとなった。このため、汎用化には接続部の悪化機構を解明し、接続信頼性を高めることが重要な課題とされている⁽¹⁾。これらの問題では、著者らは既にアルミニウム電線を汎用の配線器具端子に巻き締め接続した場合の経年変化に関する考察として報告し⁽³⁾、また銅材質のリングスリーブ (以下: スリーブという) による圧着接続部の経年変化に関する理論と妥当性について報告⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾してきた。この経年変化に関する理論は図1に示す接続部を基礎モデルとした接続構造部、図2が加熱された場合、熱膨張によって加圧方向 (以下: y 軸方向という) の接触界面に応力緩和が生じ、アルミニウム導体が導体軸方向 (以下: z 軸方向という) への「すべり」によって電気伝導の悪化に至ることを考察したものである。なお、接続部の電気伝導の悪化メカニズム⁽³⁾⁽⁴⁾から接続信頼性を高めるために重要である接触界面の機械的接合状況や短時間で形成される酸化皮膜⁽⁷⁾の除去と接続性能との関係について報告してきた⁽³⁾⁽⁸⁾。本論文は、更にアルミニウム導体が熱膨張によって図1に示すスリーブの狭間部方向 (以下: x 軸方向という) への「ずれ」を起こした場合、いわゆる「くさびの摩擦作用」⁽⁹⁾によって接触界面に応力緩和や空げきの拡大および狭間部の接触金属間に金属拡散などを発生させ、電気伝導の悪化を促進させることの解明と諸実験による確認を行った。その結果、導体とスリーブの持つ熱膨張係数の差や圧着形状が接続部を取巻く経年の温度変化によって、導体を

図1 接続断面図

Fig. 1. Sectional view of joint.

図2 熱応力構造モデル

Fig. 2. Thermal stress occurrence mechanism by model.

x, y, z 軸方向へ「ずれ」や「すべり」を発生させ、また接触界面に空げきを作り電気伝導を悪化させる。そして、ついには接続部を劣化させるという、接続信頼性に極めて重要な結論を得たので報告する。

2. 金属接触界面の応力緩和と「すべり」に関する基礎モデルからの検討

導体のスリーブを用いて圧着接続を行った場合の接続断面を図1に示した。この接続構造部では不静定系な力学的つり合い条件となるため、部材の変形を考慮する必要がある。しかし、実際の圧着構造からは接触界面に生じる残留応力や熱応力の影響について考察す

Deterioration of Electric Conduction at Thin Aluminum Wire Sleeve Joint. By Hironobu Nakano, Member (The Institute of Vocational Training) & June Fukui, Non-member (Yazaki Electric Wire Co. Ltd.).

中野弘伸: 正員, 職業訓練大学校電気科

福井 潤: 非会員, 矢崎電線(株)技術課

図 5 熱応力構造モデル

Fig. 5. Thermal stress occurrence mechanism by model.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1'' &= \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+E_1 A_1/E_2 A_2} \\ \sigma_2'' &= -\frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+E_2 A_2/E_1 A_1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 α_1 : 銅の熱膨張係数、 α_2 : アルミニウムの熱膨張係数、 $\Delta t = t_2 - t_1$ (t_2 : 加熱時の温度、 t_1 : 加熱前の温度)

以上のことより、圧縮荷重を受けた基礎モデルが加熱された場合には残留応力と熱応力の合成した応力が圧縮方向の金属界面に働くため(4)式が得られる⁽⁴⁾。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{y1} &= \sigma_1' + \sigma_1'' = E_1 \frac{A_2 E_2 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} \\ &\quad + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+A_1 E_1/A_2 E_2} \\ \sigma_{y2} &= \sigma_2' + \sigma_2'' = -E_2 \frac{A_1 E_1 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} \\ &\quad + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+A_2 E_2/A_1 E_1} \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

ただし、 σ_{y1} : 銅にかかる合成応力、 σ_{y2} : アルミニウムにかかる合成応力

次に、熱膨張による影響は圧縮方向のみでなく、 x 軸方向および z 軸方向についても考慮する必要がある。いま、図2のようにアルミニウムの両面に銅板を挟み、 F なる圧縮荷重によって接着状態にし、 $t_1(^{\circ}\text{C})$ から $t_2(^{\circ}\text{C})$ まで均一に加熱したときの x 軸方向および z 軸方向の熱応力は(5)式、(6)式のように求められる⁽⁴⁾。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x1} &= \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+2h_1 E_1/h_2 E_2} \\ \sigma_{x2} &= -\frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+h_2 E_2/2h_1 E_1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 h_1 : 銅の厚さ、 h_2 : アルミニウムの厚さ、 σ_{x1} : 銅に働く引張応力、 σ_{x2} : アルミニウムに働く圧縮応力

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{z1} &= \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+2h_1 E_1/h_2 E_2} \\ \sigma_{z2} &= -\frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+h_2 E_2/2h_1 E_1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 σ_{z1} : 銅に働く引張応力、 σ_{z2} : アルミニウムに働く圧縮応力

しかし、圧着接続部の接続断面では図1のように、 x 軸方向においてアルミニウムと銅との接触面は各部分で任意の接触角 θ で接触している。このため、基礎モデル図2～図5によって得られた接触界面に働く応力(2)～(6)式については、各部分の接触角 θ における接触界面の応力について考察する必要がある。いま、圧着接続部の接続断面を基礎モデルとした x 軸方向におけるアルミニウムと銅との接触面が接触角 θ を持つ任意の部分、図6の x , y 軸方向に働く応力について考えると、それぞれの応力は接触面に対してせん断応力と垂直応力に分配される。従って、(4)式の y 軸方向の接触界面に働く合成応力 σ_{y1} , σ_{y2} は接触面に垂直な応力 σ_{y1}' , σ_{y2}' およびせん断応力 τ_{y1} , τ_{y2} は(7)式によって得られる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{y1}' &= \left\{ E \frac{A_2 E_2 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+A_1 E_1/A_2 E_2} \right\} \cos \theta \\ \sigma_{y2}' &= -\left\{ E \frac{A_1 E_1 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+A_2 E_2/A_1 E_1} \right\} \cos \theta \\ \tau_{y1} &= \left\{ E \frac{A_2 E_2 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+A_1 E_1/A_2 E_2} \right\} \sin \theta \\ \tau_{y2} &= -\left\{ E \frac{A_1 E_1 (\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{A_1 E_1 + A_2 E_2} + \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+A_2 E_2/A_1 E_1} \right\} \sin \theta \end{aligned} \right\} \dots\dots (7)$$

ただし、 σ_{y1}' : 銅にかかる垂直応力、 σ_{y2}' : アルミニウムにかかる垂直応力、 τ_{y1} : 銅にかかるせん断応力、 τ_{y2} : アルミニウムにかかるせん断応力

次に、 x 軸方向の熱応力についても垂直応力 σ_{yx1} , σ_{yx2} と、せん断応力 τ_{x1} , τ_{x2} に分配され(8)式が得られる。

図 6 接触角 θ を持つ接触界面Fig. 6. Contact surface with contact angle θ° .

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{yx1} &= \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+2h_1 E_1/h_2 E_2} \sin \theta \\ \sigma_{yx2} &= -\frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+h_2 E_2/2h_1 E_1} \sin \theta \\ \tau_{x1} &= \frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_1 \Delta t}{1+2h_1 E_1/h_2 E_2} \cos \theta \\ \tau_{x2} &= -\frac{(1-\alpha_1/\alpha_2)\alpha_2 E_2 \Delta t}{1+h_2 E_2/2h_1 E_1} \cos \theta \end{aligned} \right\} \dots\dots (8)$$

ただし、 σ_{yx1} : 銅にかかる垂直応力、 σ_{yx2} : アルミニウムにかかる垂直応力、 τ_{x1} : 銅にかかるせん断応力、 τ_{x2} : アルミニウムにかかるせん断応力

すなわち、接触界面に働く垂直な合成応力 σ_{y1} , σ_{y2} は (9) 式によって得られる。

$$\sigma_{y1} = \sigma_{y1}' + \sigma_{yx1}, \quad \sigma_{y2} = \sigma_{y2}' + \sigma_{yx2} \dots\dots (9)$$

ただし、 σ_{y1} : 銅にかかる垂直応力、 σ_{y2} : アルミニウムにかかる垂直応力

また、合成されたせん断応力 τ_{x1} , τ_{x2} は (10) 式によって得られる。

$$\tau_{x1} = \tau_{x1} + \tau_{yx1}, \quad \tau_{x2} = \tau_{x2} + \tau_{yx2} \dots\dots (10)$$

ただし、 τ_{x1} : 銅にかかるせん断応力、 τ_{x2} : アルミニウムにかかるせん断応力

よって、アルミニウムと銅との接触面において、 x 軸方向および z 軸方向への「すべり」を発生させない条件として (11) 式と (12) 式が得られる。

(a) x 軸方向への「すべり」の阻止条件

$$\mu \sigma_{y2} S > \tau_{x1} S \dots\dots (11)$$

ただし、 μ : 摩擦係数、 S : 接触面積

(b) z 軸方向への「すべり」の阻止条件

$$\mu \sigma_{y2} S > \sigma_{x2} A \dots\dots (12)$$

ただし、 A : 導体の断面積

以上のことから、接続断面が図 1 のような圧着接続において、熱膨張係数の異なった導体とスリーブが、接触角 θ を持つ接触界面では残留応力と熱応力によ

って (9) 式に示す合成垂直応力と (10) 式に示す合成せん断応力が働く。これらの合成応力は既に論じたとおり、導体の x , y , z 軸方向への挙動に関係する。特に (11) 式において $\mu \sigma_{y2} S < \tau_{x1} S$ のとき、導体は x 軸方向へ「ずれ」が生じる。この「ずれ」は狭間部に導体が「ずれ」込むため、導体を挟むスリーブ片は押し広げられる。すなわち、「くさびの摩擦作用」と同様な現象が生じる。この結果、スリーブ片は y 軸方向へ押し広げられ、導体とスリーブとの接触界面に応力緩和や空げきの発生につながる。これによって、導体は z 軸方向への「すべり」が容易となることから、図 1 のような圧着接続では (11) 式および (12) 式に示す条件を満足させることが重要である。

3. 圧着接続部の温度環境と接続抵抗の関係

接続部の常温 (20°C) における経時変化と接続抵抗の関係では、初期値と 240 時間後との比較において 0.08 mΩ の増加を示しほぼ安定した⁽⁴⁾。しかし、恒温槽を用い、無通電の接続試料を温度サイクル (75~−20°C/1.5 h) 125 サイクルまで行った接続抵抗の変化は、図 7 に示すとおり 0.5 mΩ 以上の増加を示した。これは、温度変化が接続構造部に極めて大きな影響を与えていることを示す。さて、一般用電気工作物において、圧着接続部が布設される場所は屋内の天井裏に多く、また屋根に近接している。近年、断熱材などの普及によって室内の温度は快適であるが、屋根がトタンぶきの天井内部では逆に夏季の加熱、冬季の冷却といった気候に伴う温度変化は厳しいものがある。著者らが年間を通じて実測した結果では 0~65°C の温度差を記録した⁽⁴⁾。接続部はこのような温度変化に加えて、更に負荷に応じた電流によって発生するジュール熱などが加わる。また、接続部はボックス内に納められることから、ボックス内の接続数や熱放散条件などによって異なることが考えられるため、温度環境は極めて厳しい条件にあると言える。

図 7 温度サイクルと抵抗変化

Fig. 7. Relation of resistance and temperature cycle.

4. 導体とスリーブ間の接触状況

圧着変形した導体とスリーブとの接触状況を知ることには導体の挙動や空げきの発生、あるいは金属拡散などの発生メカニズムを知るうえで重要である。特に、導体とスリーブの金属相互では凝着はまれである⁽⁴⁾⁽⁵⁾ことから、加圧側と受圧側（図1参照）の接触面積を知ることによって、それぞれの接触界面にかかる応力の分布を把握することは可能である。しかし、それらの接触面積を実測によって求めることは困難であるため、接続断面の拡大写真から加圧側と受圧側での導体とスリーブとの接触長を測定し、スリーブの長さを求めることによって、それぞれの接触面積の概略を知ることが可能である。この結果、加圧側と受圧側の接触長の比は試料30個の平均値において6.3:10であった。なお、加圧側の接触長の標準偏差は3.12、受圧側の接触長の標準偏差は2.03であった。このことは、残留応力はもとより、熱膨張によって生じる熱応力は加圧側に大きく作用することを示す。

5. 加熱による導体とスリーブの挙動

圧着接続部が加熱により、幾つかの構造変化を起すことは既に知られている^{(4)~(6)}。この構造変化は接続抵抗の増加をもたらす。特に、導体とスリーブとの接触界面の加圧側に多くの空げきを発生させ、また導体とスリーブ間において z 軸方向への「すべり」を発生させる。そして、ついには接続部の劣化に至ることも判明している。この空げきの発生要因が加熱に伴うスリーブ自体の熱膨張に起因するものではないことも知られている⁽⁴⁾⁽⁶⁾。よって、加熱時におけるスリーブ内の導体の挙動を観察し、電気伝導の悪化と(11)式および(12)式との関係を明らかにすることが必要である。

〈5・1〉 アルミニウム導体の x 軸方向への挙動

バフ研磨した接続断面に格子状のマーカを記した接続部を加熱装置で加熱し、導体とスリーブとのマーカの「ずれ」の発生箇所と「ずれ」の差を判定することによって加熱に伴うスリーブ内の x 軸方向への挙動を把握することは可能である。この結果、図1に示す①の箇所では、加熱-冷却時においても導体-スリーブ間のマーカの「ずれ」はほとんど見られない。しかし、②の箇所では加熱に伴ってマーカの「ずれ」は大きくなる。特に、導体のマーカは狭間部に「ずれ」込む場合がある。この状況を図8(a)に示す。また、冷却後ではマーカの「ずれ」は減少する。この状況を図8(b)に示す。③の箇所ではマーカの「ずれ」は②に比べて少ない。しかし、加熱に伴って接触界面に空げ

(a) x, z 軸方向に「すべり」が発生
(b) x, z 軸方向の「すべり」が減少

図8 導体-スリーブ間の接続断面(×400)

Fig. 8. Sectional view of joint between conductor.

きの拡大が見られる。更に、冷却後では空げきの縮小が見られる。この状況を図9に示す。

このように、導体は加熱に伴って x 軸方向へ挙動を示す。特に導体が狭間部に「ずれ」込んだとき、導体は「くさび」の役割を果たす、いわゆる「くさびの摩擦作用」と同様な現象を示す。この結果、導体を挟むスリーブ片は押し広げられ、接触界面に空げきを発生させる。なお、加圧側に多くの空げきが生じる要因は、インデント跡⁽¹²⁾の接触角 θ が局部的に大きく、また接触面積が受圧側に比べて少ないため、スリーブ片を押し広げようとする垂直応力が大きく作用しているためである。

〈5・2〉 y 軸方向でのアルミニウム導体とスリーブの関係 スリーブの加圧側と受圧側の任意の部分での熱膨張による変位量の実測結果を図10⁽⁴⁾に示す。これは加熱に伴ってスリーブが y 軸方向へ拡大することを示している。また、この拡大によってインデント部の接触界面には空げきが増加する。このことは顕微鏡観察によって確認されている^{(4)~(6)}。この原因については、基礎モデルから y 軸方向に働く残留応力と熱応力によるものと推論した⁽⁴⁾。しかし、空げきは加熱温度の増加に伴って拡大し、冷却に伴って縮小する場合と冷却に伴って更に拡大する場合の二つの現象が見られる。前者は導体が加熱に伴って狭間部への「ずれ」込みの増加が空げきを拡大し、冷却に伴って「ずれ」

(a) 加熱前, (b) 加熱中, (c) 冷却時

図 9 導体-スリーブ間の接続断面 ($\times 400$)

Fig. 9. Sectional view of joint between conductor and sleeve.

図 10 加熱によるスリーブのひずみ量

Fig. 10. Strain value of sleeve by heating.

の減少が空気を縮小するためである。また後者は、加熱によって拡大したスリーブと熱膨張で導体が塑性変形を起し冷却時に永久ひずみとして残ったためである。なお、加熱温度 100°C における導体とスリーブ間の加圧側に生じた空けきと加熱時間との関係を図 11 に示す。更に、図 11 から実験式を求めると (13) 式が得られる。

$$G = 0.0834 \log T + 0.4849 \quad \dots\dots\dots (13)$$

G : 空けき ($\times 10^{-3} \text{ mm}$), T : 加熱時間 (h)

また、接触抵抗と加熱時間の関係を図 13 に示す。更に、図 12 から実験式を求めると (14) 式が得られる。

$$\log R = 0.2861 \log T + 0.0041 \quad \dots\dots\dots (14)$$

図 11 加熱時間と空けきの関係

Fig. 11. Relation of air gaps and heating-time.

図 12 加熱時間と抵抗の関係

Fig. 12. Relation of resistance and heating-time.

図 13 空けきと抵抗の関係

Fig. 13. Relation of air gaps and resistance.

ただし、 R : 接続抵抗 ($\text{m}\Omega$)

また、接続抵抗と空けきの関係を図 13 に示す。同図からの実験式として (15) 式が得られる。

$$\log R = 3.43 G - 1.6593 \quad \dots\dots\dots (15)$$

以上のことから、空けきと接続抵抗は加熱時間の増加に伴って増大する。特に、空けきと接続抵抗の関係では空けきが接続抵抗の増加に大きく作用していることがわかる。

〈5.3〉 z 軸方向でのアルミニウム導体とスリーブの挙動
 〈5.1〉, 〈5.2〉節で論じた結果は、導体とスリーブ間の接触界面において応力緩和や真実接触面の減少につながる。このため、導体の「すべり」を阻止する接着力 M は減少し、 z 軸方向への「すべり」が

(a) 加熱前, (b) 加熱中, (c) 冷却中

図 14 z 軸方向の「すべり」発生状況($\times 400$)

Fig. 14. Sectional view of joint between conductor and sleeve.

生じる。

図 14 は接触界面が加熱に伴って z 軸方向への「すべり」が生じ、冷却によって「すべり」が多少戻った状況を示す。なお、「すべり」の確認として、マーカの「ずれ」や顕微鏡観察における焦点深度の相違によって判定した。以上のように、導体の x , y , z 軸方向への挙動は電気伝導の劣化に至ることがわかる。

6. 金属拡散と接続性能

焼損した接続部の導体およびスリーブの接触界面には図 15 に示す金属拡散が見られる。この金属拡散の発生要因と接続性能との関係を知ることは重要である。

〈6・1〉 金属拡散の発生について 金属拡散の発生に影響する要因として、一般的には温度、濃度、結晶構造、不純物、結晶粒度などが知られている。また、ひずみの存在する金属あるいは単結晶粒界において著しく起りやすいことも知られている⁽¹⁰⁾。このことは、圧着接続部の金属ひずみの大きい加圧部（インデント跡）に金属拡散が起りやすいことになる。いま、圧着接続部の接触界面に金属拡散を発生させるため、電気炉で 500°C に加熱した場合を考える。これはアルミニ

図 15 加熱によって生じた合金層($\times 18.75$)

Fig. 15. Aluminum alloy made by heating.

(a) 加圧部の拡散部分

(b) 狭間部の拡散ポイント

図 16 導体-スリーブ間の拡散状況

Fig. 16. Diffusion distributed by heating between aluminum and copper.

ウムと銅において合金層の形成度合いが温度と時間に依存し、 500°C 程度の高温では非常に短時間で形成し発達するといわれているためである⁽¹¹⁾。いま、拡散係数を求める一般式(13)式によって、アルミニウムと銅との拡散係数を求めるため、

$$D = D_0 \exp(-\theta/RT) \dots\dots\dots (16)$$

ただし、 D : 拡散係数 (cm^2/s), D_0 : 頻度因子 (cm^2/s), θ : 活性化エネルギー (cm^2/mol),

R : 気体定数 ($\text{cal}/\text{mol} \cdot \text{K}$), T : 絶対温度 (K)

(16)式にそれぞれの定数を代入し求めると(17)式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} D_{\text{Cu in Al}} &= 0.15 \exp\left(-\frac{30,200}{15,352}\right) \\ &\doteq 4.29 \times 10^{-10} \text{cm/s} \\ D_{\text{Al in Cu}} &= 7.1 \exp\left(-\frac{39,000}{15,352}\right) \\ &\doteq 6.85 \times 10^{-13} \text{cm/s} \end{aligned} \right\} \dots\dots (17)$$

(17)式から $D_{\text{Cu in Al}} \gg D_{\text{Al in Cu}}$ となる。すなわち、接触界面では銅元素がアルミニウム元素に拡散しやすい

表 1 加熱後の諸特性

Table 1. Characteristic after heating.

接 続 平 均 抵 抗 (mΩ)	Al-Al 接続		Al-Cu 接続	
	加熱前	加熱後	加熱前	加熱後
	0.231	0.423	0.269	0.285
引張強度 (kg/mm)	10.02	4.79	10.21	6.44
伸 び (%)	10.6	1.70	9.40	3.20
硬 度 (HV)	アルミニウム電線		銅 電 線	
	24.7		54.7	
			合 金 層	
			289.0	

ことになる。

これらを確認するため、ヒートサイクルによって焼損した接続部や電気炉内で加熱（500℃-7 h）した接続部の金属拡散状況を顕微鏡観察した結果、加圧側のインデント跡や狭間部に金属拡散が集中している。すなわち、これらの部分には金属ひずみや応力が集中していることがわかる。この状況を図 15 に示す。また、銅元素がアルミニウム元素に多く拡散している状況を図 16 に示す。

〈6・2〉 金属拡散と接続性能との関係 アルミニウムと銅の合金は電気抵抗が高く、もろく、硬いことが知られている。このことは、金属拡散による合金層の発生が接続抵抗の増加や機械強度の低下を意味し、接続信頼性の低下につながる。

これらを確認するため、接続試料を電気炉内で加熱（500℃-7 h）して生じた合金層の電気的、機械的特性を検討した。その結果、接続抵抗は平均値において加熱前の約 1.83 倍に増加し、引張強度では約 0.48 倍に減少、更に硬度ではアルミニウム導体に対し約 11.7 倍、銅スリーブに対し約 5.28 倍の硬さを示した。また、屈曲強度では合金層の生じた部分で容易に断線するため測定不能であった。この結果を表 1 に示す。

このように、金属拡散の生じた接続部は接続抵抗の増加や機械的強度の低下が著しく、特にわずかな振動や衝撃によって断線に至るため、接続信頼性は極めて低い状態にあると言える。

7. ヒートサイクル試験⁽¹²⁾結果

接続部の劣化要因を総合的な見地から確認することは極めて重要である。このため、実状に即した条件のもとで長期的に観察することは有効である。著者らは木造仮設住宅を利用し、四季の寒暖や日常の温度変化による熱膨張の影響、ボックス内の接続数の相違による温度変化の違い、導体とスリーブ材質の違いによる影響など複合的条件での接続性能について、5年間に

わたるヒートサイクル試験によって検討を行った。その結果、導体とスリーブが同じ材質では温度上昇値の変化も少なく最も安定している。しかし、熱膨張係数の異なる組合せでは温度上昇値が 140 deg 以上（以下：オーバーヒートと称す）の接続が見られる。特に、ボックス内の接続数や放熱条件を悪くすることによってオーバーヒートに至る傾向にある。更に、全般にヒートサイクル数の増加に伴って温度上昇値も高くなり、オーバーヒートに至る数も増加した。

以上のことから経年的な温度環境が接続性能に大きな影響を与えていることがわかる。

8. あとがき

市販の銅製リングスリーブに細物アルミニウム導体を圧着接続した場合の電気伝導悪化機構は、圧着変形された接続構造で熱膨張時に生じた熱応力がスリーブ内の導体を x, y 軸方向へ複雑な挙動をさせ、ついには導体-スリーブ用に z 軸方向への「すべり」を発生させることにある。このため、図 1 のような塑性変形をもつ機械的接続では第 2 章で論じた (11), (12) 式の接続条件を常に与え、更に接続部の温度変化を小さくすることが必要である。この意味から、経年変化による接触界面の応力緩和は電気伝導を悪化させるため、定期的な再圧着によって悪化を防止することが必要である。

最後に本研究に対し御指導下さいました明治大学工学部 仁平幸治教授、矢崎電線(株) 谷口龍男常務、森谷晃毅氏および本大校 磯野宏秋氏に謝意を述べる。

(昭和 60 年 10 月 22 日受付)

文 献

- (1) 屋内アルミ配線調査委員会：「屋内配線にアルミ電線の採用とその動向」、屋内アルミニウム配線に関する報告書，p. 10 (昭 52)
- (2) JESSE, ARONSTEIN, etc: Failure and Cliverheating of Aluminum-Wire Twist on Connection, IEEE (1982)
- (3) 中野・福井：「細物アルミ電線の配線器具端子（巻き締め）接続における電気伝導の経年変化に関する考察」，電学論 B, 104, 45 (昭 59-10)
- (4) 中野・福井：「細物アルミ電線の接続に関する一考察」，電設学誌, 1, 33 (昭 56-5)
- (5) 中野・福井：「細物アルミ電線の接続に関する一考察(続)」，同上, 1, 29 (昭 56-8)
- (6) 中野・福井：「細物アルミ電線の接続に関する一考察(3)」，同上, 2, 32 (昭 57-2)
- (7) M.S. Hunter & P. Fowle: J. Electrochem. Soc., 103, (1956-9)
- (8) 中野：「細物アルミ電線のリングスリーブ接続に関する考察」，電設工業, 21, 105 (昭 50-11)
- (9) 日本機械学会：機械工学便覧, p. 3 (昭 42)
- (10) 吉岡：金属組織学, p. 275 (昭 42-4)
- (11) 森谷，他：「巻線用アルミニウム導体の接続に関する一考察」，矢崎技術リポート, No. 4, p. 2 (昭 54)
- (12) 日本工業標準調査会：屋内配線用コネクタ通則，日本規格協会, p. 5 (昭 57)