残留応力が超高压水銀放電灯バルブ部の破壊強度に及ぼす影響

正会員 加瀬 征彦 (株式会社オーク製作所) 非会員 沢 俊行 (広島大学大学院)

An Effect of Residual Stress on the Rupture Strength of Super High Pressure Mercury Discharge Lamp Bulbs

Member Masahiko Kase (ORC MANUFACTURING, Co., LTD) and

Non Member Toshiyuki Sawa (Hiroshima University graduate school of engineering)

ABSTRACT

Super high-pressure mercury discharge lamps have been employed as a light source on photolithography exposure process, such as patterning Semiconductors, LCDs and PCBs. These lamps have been used under more than 1.0MPa of internal pressure, and temperatures on the outer surfaces of their bulbs reach more than 500°C. Thus, the safety for their ruptures as well as bulb shapes, materials and the employed conditions must be taken into consideration in bulb design. The authors had investigated the effects of pressure and thermal loads on the bulb ruptures. Furthermore, the optimal shapes of bulbs under the above two factors have been studied. In addition to the two factors mentioned above, It is assumed that the effect of "Residual Stress" on the bulb rupture will be substantial. It has been known empirically that the residual stress of the bulb of the lamps are influenced by the employed conditions and it may be occurred when the bulb temperature at the outer surfaces is more than 900°C. Therefore, the objective of this study is to investigate the effects of the residual stress on the lamp bulb rupture. Firstly, the residual stress in the lamps are observed in the blinking tests. In the experiments, the relationship between the blinking numbers and the residual stress in the bulbs and the temperature distribution at the bulb outer surface were investigated. Distribution of the residual stress was calculated by the FEM under the some experimental conditions and the numerical results were compared with the experimental results. As the results, it was found that the tendency of the experimental results were found to be in fairly good agreements with the calculated results and maximum value of the calculated residual stress was 17 MPa. The values of the residual stress were found to be increased as the temperature and the cooling rate were increased and the direction of the maximum principle stress at the outer surface was opposite to that at the surface. It was assumed from the results that the residual stress was influenced by the temperature and the cooling rate. Furthermore, it was assumed that the residual stress was superposed with the stress occurred due to the internal pressure and rupture might be happened. In addition, the authors propose that the lamps should be used under lower temperature by which the residual stress is not occurred.

KEYWORDS : extra high-pressure, discharge lamp, bulb, silica glass, residual stress, viscoelastic, rheology, FEM calculation, rupture strength

1. 緒言

半導体, 液晶, 電子回路基板等の製造時に, フォトリソグラフィによるパターン形成工程における光源として使用されている超高压水銀放電灯 (以下, 単にランプと称する) は, 多くの場合, 点灯時の内圧が1.0MPa以上, かつそのバルブ部外面が500°C以上となる, 高压, 高温条件下で使用される場合が多い。

これらのランプが点灯時に破壊した場合, 上記内圧によって破片が大きな運動量で飛散し, ランプの周囲に配置されているミラー, レンズや, 光学フィルターなどの光学部品を破損させることが予測される。また, ランプ内に封入されている水銀によって, 工場内の生産設備が汚染される可能性も考えられる。

以上の背景から, ランプ生産者は破壊が発生せぬよう, 点灯時の内圧や熱がランプ破壊に及ぼす影響を調べ, 破壊に対する安全率を十分に検討した上で長時間の使用に耐えうるランプを設計・

生産し, 市場に供給する必要がある。

これまでの著者らの研究により, 内圧, 及び点灯時の温度分布の二因子によってバルブ部に発生する熱応力状態は, 実験的及び有限要素計算により調べられ¹⁾, その結果点灯時の内圧によって発生する応力は, 局所的な温度差に起因する熱応力に比較してかなり大きな値となることが示されている²⁾。

上述した二因子に加え, ランプ点灯時にバルブ外面の温度が900°C以上となる場合, 冷却後のバルブに残留応力が生じることが経験的に知られている²⁾。また, 残留応力が生じた状態でランプをさらに長時間点灯させると, この残留応力値が点灯時間と共にさらに増大することも知られている。バルブの破壊を防ぐため, 前述の残留応力が点灯時, あるいは消灯時のバルブ応力状態にどのような影響を及ぼしているか, また, バルブ破壊を防ぐための条件を調べる必要があると思われる。

前述の残留応力が破壊に及ぼす影響に関しては, 例えば板ガラ

スの焼きなまし、強化ガラス製造、あるいはガラスレンズの成形などガラス内の残留応力を制御、および除去することが重要である分野においてすでに詳細に研究されている。残留応力は、ガラスの粘度がある一定の値以下に低下する温度領域で、局所的な温度差や冷却速度の差に起因して発生することが知られている⁴⁾。このため、熱粘弾性解析や、レオロジー等を用いて対象物の残留応力状態、およびその最適化方法を調べた研究がすでにいくつかなされている³⁾⁴⁾⁷⁾¹⁵⁾²¹⁾²³⁾。荒井ら³⁾は、ガラスレンズ成形における残留応力を熱粘弾性モデルによる有限要素法計算によって求めており、加工後の冷却速度が大きくなるほど、発生する残留応力値が増大することを指摘している。Lille ら²¹⁾は、光学ガラスの焼きなまし工程における残留応力状態を実験的に調べることににより、残留応力発生を防ぐための温度降下条件を調べている。Jean⁴⁾は、種々のガラスにおけるクリープ特性を調べ、ひずみ及び応力の実験値と理論値を比較し、これらがよく一致することを示している。さらに、Drozdov⁷⁾は各種ガラスの粘弾性特性を調べ、残留応力の作用状態と温度、および冷却速度の関係もレオロジー的手法を用いて調べることににより、各種ガラスの熱粘弾性特性が異なる原因を明らかにしている。

ランプバルブの素材として用いられるシリカガラスの特性に関しては、菊池ら⁵⁾がシリカガラスの片持ち梁を加熱する試験によって、シリカガラスのひずみ点、および徐冷点近傍における温度と粘度の関係を調べ、素材中のハイドロキシル基密度が粘度に影響を及ぼすことを指摘している。また、Weiss⁶⁾は、シリカガラス棒のねじりによる変位から2200℃までのシリカガラス粘度を求めている。しかしながら、これまでに上記報告にあるような手法を用いて本ランプのバルブ部における残留応力の状態やバルブ破壊に及ぼす影響を調べた研究はほとんどなされていない。さらに、仮にこれら残留応力がバルブに発生していると分かるとしても、この応力がランプ破壊に対してどの程度の影響を及ぼしているかは現在までに明らかにされていない。このため、本研究ではこれら残留応力が破壊に及ぼす影響を調べることを目的としている。

本研究ではまず第一に、バルブに発生する残留応力の分布が点灯時の温度分布や冷却時間によってどのように変化するかを実験的に調べるため、経験的に残留応力が発生しやすいと分かっている点滅試験を行い、温度分布、及び消灯後のバルブにおける残留応力を調べる。第二に、この残留応力がバルブ破壊に及ぼす影響を、シリカガラス素材の熱粘弾性特性を考慮した、有限要素法(FEM)による応力計算により調べることにする。第三に、上述の実験、及びFEM計算結果から、バルブにおける残留応力が破壊に及ぼす影響を考察する。

2. 方法

2.1 ランプの説明

図1は、ランプの概観図である。ランプ内には、一対の電極が配置され、その使用目的に応じて水銀、希ガス等が封入されている。本ランプは、一般に図1中のy軸が鉛直方向となる向きに設置され、直流で点灯される。点灯時は、図1中に示した電極間でアーク放電が起こり、この部分から紫外域から可視域にかけて高い強度を有する光が放射される。また、図1中に示されるように、ランプはバルブ部(Bulb)、モリブデンフォイルが溶着されている封止部(Sealed Part)⁸⁾、および金属製の口金部(Metal Base)の三部分よりなっている。これらの詳細はすでに参考文献¹⁾²⁾に述べられている。

図1 超高压水銀放電ランプ概観図

Fig.1 Schematic of super high pressure mercury discharge lamp.

2.2 実験方法

2.2.1 残留応力と点灯条件

著者らの研究²⁾により、点灯時のバルブ外面が900℃以上に達する条件下で、消灯後のバルブに残留応力が生じることがすでに明らかにされている。

経験的に、同形状のバルブであればより入力電力が高く、点灯時間がより長い場合により大きな残留応力がバルブに発生しやすいことも知られている。この原因は、バルブの黒化現象による温度上昇²⁾であると考えられている。これら経験による事実を踏まえ、本実験では、上述の経験的事実から実使用条件と比べて残留応力がより発生しやすい環境で実験を行い、バルブ外面温度、ランプ冷却条件とバルブの残留応力発生、および発生する残留応力値の関係を詳細に調べる。

2.2.2 点灯方法

(1) ランプハウス

図2は、ランプ点灯時に使用したランプハウスの模式図¹⁾を示す。本実験では、ランプはランプハウスに取り付けられた吸気、および排気用ファンからなる冷却系によって温度が制御される環境下で点灯される。表1は、図2に示したランプハウス内の冷却条件をまとめたものである。

後述する有限要素計算(FEM)では、ランプハウスからの排気温度がランプ周囲の雰囲気温度に等しいと仮定し、バルブ温度分布の計算を行っている。

(2) ランプ点灯条件

これまでの経験から、残留応力が発生しやすいと知られている11KW入力点滅試験を行う。

表2は、これらの点滅試験条件を示す。

2.2.3 使用バルブと試験方法

図3は、本実験に使用したバルブ各部の寸法と、温度測定のために貼られた熱電対の固定位置を示す。熱電対は、バルブ端部か

表1 ランプハウス内の冷却条件

Table 1 Cooling conditions in the lamphouse.

	Cooling blow into lamp base	Lamp house exhaust
Upside (m ³ /sec)	5.72×10^{-3}	2.64×10^{-1}
Downside (m ³ /sec)	5.15×10^{-3}	None
Position of Nozzles	50mm from base	210mm above end of the lamp

図2 ランプバルブ各部寸法と熱電対固定位置

Fig.2 Schematic of lamp bulb and the fixed points of thermocouples.

表2 点滅試験の条件

Table 2 Conditions in blinking tests.

Operating time (min)	Cooling time (min)	Input power (kW)
60.0	30.0	11.0

らバルブ曲率の中心に対して等角度間隔（約 20.4° ）となる位置に固定されている。本実験では直径 0.2mm の K 熱電対が使用されており、市販のセラミック系耐熱接着剤によってこれらがバルブ外面に設置されている。点灯時に熱電対が剥離する可能性を考慮し、図3に示した各貼り付け位置において、 y 軸に対称となる位置に六箇所ずつ、合計十二個の熱電対が固定されている。

図3 ランプハウスの模式図

Fig.3 Schematic of lamp house and the position of the lamp.

以下、本論文で使用する y 軸の原点は、図3中に示すようにバルブ中央部である。

表3は、使用したランプと温度測定を行った点滅回数を示している。

本実験の条件下で、点灯によって生じる残留応力とバルブの温度分布の関係を調べる場合、(1)同一のランプを使用、(2)熱電対を固定した状態で継続的に点滅試験を行い、温度を測定する。このような二条件の下で点滅回数の変化に対するバルブ温度分布の変化、および残留応力分布の関係を調べることが望ましいと考えられる。しかしながら、後述するように熱電対がバルブに固定された状態でランプを点滅させると、ランプ消灯から1分以内の時間で破壊が発生しやすいという問題が生じる。このため、同一ランプにおいて継続的に点滅を行う環境下では、温度分布を測定することが難しい。以上より、本実験では同一のランプを複数回使用する代わりに、表3に示したように同形状のランプを複数使用し、表2に示した条件で点滅させることにより残留応力と温度分布の関係を調べている。これらのランプは、熱電対が固定されない状態で表3に示した回数まで点滅を行った後、熱電対を図3に示し

表3 評価ランプの点滅回数

Table 3 Blinking number of lamps.

Lamp	Blinking Number
A	0
B	25
C	50
D	100
E	150
F	200

た位置に設置し、ランプ点灯から消灯後の冷却に至る温度変化を測定している。

2.2.4 残留応力測定方法

図4は、バルブ部の残留応力状態を調べる方法の模式図を示す。本方法では、応力の測定に光弾性法を用いており、ガラス材料内に残留応力がある場合、試料を透過した光に複屈折によって光路差が生じることを利用し、残留応力を測定している¹⁾⁹⁾。

本方法の場合、得られる y 方向の応力 σ_y の値は、以下の(1)式のように計算される¹⁰⁾。

$$\sigma_y = \frac{\Delta}{C \cdot t} \dots\dots\dots(1)$$

(1)式中、 t は試料の厚さ(単位 cm)、 Δ は標準板によって観察された光路差(単位 nm)、 σ は応力値(単位 kPa)を表している。 C は物質固有の値であり、バルブ素材であるシリカガラスの場合、 C の値は0.036程度となる¹¹⁾。

Caldwell¹²⁾らの報告により、図4に示した光路上に互いに逆向きの応力が存在するとき、(1)式によって得られる応力 σ_y の値は、互いに相殺されることが分かっている。従って、前述の実験方法を用いて得られる任意の位置 y' における応力 $\sigma_y(y')$ は、 $y=y'$ における光路上の応力 $\sigma_y(y', x)$ の重ね合わせとして、以下の(2)式のように記述できる。

$$\sigma_y(y') = \int_{-X/2}^{X/2} \frac{\sigma_y(x, y')}{t} dx + \int_{X/2}^{X/2-t} \frac{\sigma_y(x, y')}{t} dx \dots\dots\dots(2)$$

(2)式中、 x は図4に示したバルブ中央を原点 o とする軸における座標を、 X は x 軸上のバルブ端部の位置、 t は光が通過するバルブの厚さを表している。

バルブ部の材料であるシリカガラスは、分子構造が結晶構造を持たないため無定形物質とよばれており¹³⁾、その破壊現象は一般に最大主応力説によって説明される¹⁴⁾。しかしながら、上記の(1)式、および(2)式から求められる応力 σ_y は、 y 方向の垂直応力であるため、実験の結果からバルブの任意の位置における最大主応力 σ_1 を求め、破壊に及ぼす影響を検討することは難しい。したがって、本研究では、後述する有限要素(FEM)計算結果により求められる応力 σ_y と、実験によって求められる応力 σ_y の整合性をまず確認し、FEM計算の妥当性を示す。次に、FEM計算される最大主応力 σ_1 とシリカガラスの破壊応力値(室温下では60MPa程度とされる)とを比較することにより、残留応力が破壊に及ぼす影響を調べることとする。

図4 残留応力測定の方法図
Fig.4 Illustration for measuring method of residual stress in the bulb.

3. 計算方法

3.1 有限要素法(FEM)を用いた温度分布計算方法

3.1.1 計算モデル

図5は、計算モデルの概観図と、要素分割を行った有限要素(FEM)計算モデルの一例を示している。本モデルの要素分割数は5125、節点数は4720であり、図5(a)に示した y 軸の周りに対称である軸対称2次元モデルで計算を行っている。また、図5(a)に示すように、下端部を x 、および y 軸方向、上端部を x 軸方向にそれぞれ拘束している。さらに、上端部には、電極及び口金の重量に相当する9.8(N)の荷重を y 軸下向きに作用させている。

FEM計算法では、第一に実験より得られた温度条件を与えた図5のバルブ冷却状態を計算する。第二に、上述のFEM計算によって得られた温度分布に基づく熱荷重を粘弾性モデルに作用させ、冷却時のバルブ残留応力を計算する。有限要素(FEM)コードはサイバーネット株式会社製、ANSYS Ver.5.7を使用している。6章で述べる残留応力の計算の際にも図5に示したFEMモデルを使用している。

3.2 温度分布の計算

一般に、発生する残留応力の方向、およびその大きさの分布は、対象物の温度分布、冷却速度の二因子に依存することが知られている¹⁴⁾。したがって、バルブの残留応力分布を計算によって求めるには、上記二因子が明確に把握されている必要があると考えられる。しかし、今回の実験結果から分かる事は、(1)点灯から消灯に至るバルブ外面における温度分布、および(2)消灯後の冷却速度、の二因子のみである。このため、バルブ内部の任意の位置における温度分布および冷却速度を近似的に推定する必要がある。このため、本計算では、以下に示す方法により、上記二因子のバルブ内任意の位置における温度値を推測し、得られた温度分布を残留応力計算に用いている。

(1) 定常点灯時の温度分布推測

これまでの経験から、バルブ温度分布は定電力点灯時に準定常状態となることが分かっている。著者らの従来の研究では²⁾、Thouretの研究¹⁶⁾に基づいて、以下に示す(3)式、および(4)式を用いてランプ内面、および外面の温度分布計算を行っている。

図5 FEM計算モデルとメッシュ分割例
Fig.5 Model for FEM calculation model and an example of mesh divisions.

$$W_Q = \gamma W_L / S = \gamma W_s = -\lambda \frac{dT}{dr} \dots\dots\dots(3)$$

$$T_{inner} = T_{outer} + \frac{\gamma W_s}{S \lambda} \tau \dots\dots\dots(4)$$

(3)式中の W_Q はランプに入力されるエネルギーのうち、バルブ部を伝わる総熱流束、 W_L は入力電力値 (単位 W) を表し、 γ は W_L のうち熱伝導によりバルブ部を伝わるエネルギー量が占める割合、 S はバルブ部内表面積、 W_s は管壁負荷、 λ はバルブ部素材の熱伝導率、 T はバルブ部各点における温度、 r は図1に示したようにバルブ部中心軸周りの半径方向の座標をそれぞれ表している。前述した Thouret の文献¹⁶⁾では、(3)式中 γ の値が0.3前後である事が示されている。他方、著者らの研究では²⁾、本研究で使用したランプにこれらの値が当てはまることを実験的に確認している。(4)式中、 τ はバルブ部の厚さ、 T_{inner} はバルブ部内表面における温度を表し、 T_{outer} はバルブ外表面におけるそれを表す。

これらの結果に基づき、点灯時の温度分布をFEM計算する。

(2) 消灯時の温度変化

上記(3)式、および(4)式は、フーリエの法則からランプバルブ内を通過する熱流束の総量が一定であるという仮定の下で導かれている¹⁷⁾。しかし、消灯後にバルブ温度が下降する過程で、バルブ内を通過するエネルギー量が時間的に変動すると推測される。前述の実験方法では、このエネルギー量の測定が困難であるため、上記(3)式、および(4)式をバルブ内面と外面の温度計算に使用する事は難しい。このため、(4)式を(5)式に示すように変形し、(5)式中の n 値を表4に示す条件の下で計算時のバルブ外面、および内面の温度分布を仮定し、消灯から任意の時間における温度分布をFEM計算している。表4中の n に関しては、(1)20~30分程度でランプバルブ温度が室温に達し、この時点でバルブ内外の温度差がほとんど無いと考えられること、(2)消灯後のバルブ内壁における水銀付着は、バルブ外面の温度が常圧における水銀の沸点 (356.58℃) 以下となる時間からさかんに起こり始め、今回使用したランプは、表4中の値を用いると水銀付着時の温度が350~400℃と計算される、という経験則から推測している。この条件を実験などから正確に定めることは現在のところ困難であり、今後の課題である。

$$T_{inner}(t) = T_{outer}(t) + n \cdot (T_{inner}(t=0) - T_{outer}(t=0)) \dots\dots\dots(5)$$

(5)式中、 t は消灯からの経過時間を表し、 $t=0$ とは消灯の瞬間、すなわちバルブの温度分布の定常状態を表している。本計算では、消灯後から30分までの状態を考えている。(5)式中の $T_{inner}(t=0)$ は、消灯直前の電力とバルブ外面温度から(4)式によって求めた値である。

表4 計算に使用した (5) 式中の n 値
Table 4 Values of n in Calculations from Formula(5).

Cooling time (min)	n
0~0.5	1
0.5~1.0	5/6
1.0~4.0	4/5
4.0~7.0	3/4
7.0~10.0	1/2
10.0~20.0	1/4
20.0~30.0	0

3.3 測定結果からのバルブ温度推定

経験的に、接着剤とバルブ部の接触部を起点として、消灯から数十秒の間に破壊が発生する場合があると分かっている。バルブ外面の冷却は、その大部分がランプ外の雰囲気 (大気) との対流熱伝達であると考えられるため²²⁾、後述する4章実験結果の図8に示すような消灯時の温度変化はニュートンの冷却則に従うことが仮定できる¹⁸⁾。このため、破壊したバルブでは、これらが破壊しなかったと仮定し、バルブ外面の温度変化をニュートンの冷却法則に基づいた最小二乗法により推定することにより、FEM計算における入力温度データとしている。また、点滅回数、および測定位置によって温度変化の関数形がどのように異なっているかも調べている。

ニュートンの冷却則に、えられた実験結果を近似させる方法を以下に述べる。

(6)式は物体が周囲の対流によって冷却される場合の温度変化を表す方程式である¹⁷⁾。

$$\frac{d\theta(t)}{dt} = K(\theta(t) - \theta_0(t)) \dots\dots\dots(6.1)$$

$$K = \frac{hA}{\rho C_p V} \dots\dots\dots(6.2)$$

(6)式中、 t は時間を、 $\theta(t)$ は物体表面の温度を、 $\theta_0(t)$ は雰囲気 (大気) の温度を、また、(6.1) 式中の係数 K は (6.2) 式のように表され、 $h(W/m^2 \cdot K)$ はバルブ各位置とその雰囲気との熱伝達率、 $A(m^2)$ は計算対象の面積、 $\rho(kg/m^3)$ は密度、 $C_p(J/kg \cdot K)$ は比熱、 $V(m^3)$ は体積をそれぞれ表している。また、 K の逆数は時間の次元をもち、一般に系の時定数と呼ばれる¹⁷⁾。(6.1) 式から $\theta(t)$ をまとめると、(7)式となる。ここで雰囲気 (大気) 温度 $\theta_0(t)$ は、ランプハウスより放出される排気温度に等しいと仮定している。

$$\theta(t) = C_1 \cdot \exp(-K \cdot t) + \theta_0(t) \dots\dots\dots(7)$$

(7)式中、 C_1 の値は、時間 $t=0$ における境界条件によって求められる。 K の値は、最小二乗法を用いて近似によって求める。まず、(7)式を変形し、(8)式を得る。

$$-Kt = \ln\left(\frac{\theta(t) - \theta_0(t)}{\theta(t=0) - \theta_0(t=0)}\right) \dots\dots\dots(8)$$

これより、(9)式で定義される関数 $\Delta(K)$ を定義し、この関数が極小値をとるときの K の値を求めている。

$$\Delta(K) = \sum_n \left(-Kt_n - \ln\left(\frac{\theta(t_n) - \theta_0(t_n)}{\theta(t=0) - \theta_0(t=0)}\right) \right)^2 \dots\dots\dots(9)$$

3.4 熱粘弾性特性による残留応力計算方法

1章で述べた従来の研究では、ガラス材料のクリープ特性から、三、もしくは四要素の粘弾性モデルを用いてガラス素材の粘弾性挙動を近似した計算を行っている。本研究では、これらの手法によりシリカガラスの熱粘弾性挙動を近似し、バルブ残留応力の計算を行う。

図6は、本計算で使用した粘弾性モデルを示す。本計算で使用した有限要素コード ANSYS の場合、粘弾性現象をマクスウェルモデルで近似し、計算を行う必要があるため、シリカガラスの応力緩和、およびクリープ現象を荒井らの研究³⁾に示されているように、4要素の Maxwell モデルによって現象が近似できるといふ仮定の下で行っている²⁰⁾。

図6 温度測定後、部分的に破壊したランプバルブ
Fig.6 An example of partly ruptured lamp bulb after temperature was measured.

図6に示した4要素のマクスウェルモデルでは、応力緩和現象が以下のように説明できる。

時間 $t = 0$ で単位量のひずみがこのモデルに作用し、保存される場合、以下の(10)式のように、表すことができる。

$$1 = \sigma_a/E_a + \int_0^t \sigma_a/\eta_a dt' = \sigma_b/E_b + \int_0^t \sigma_b/\eta_b dt' \quad \dots\dots\dots(10)$$

(10)式中、 σ_a および σ_b はそれぞれ図6中の1行目 (Line 1)、及び2行目 (Line 2) に作用する応力を表し、 E_a および E_b はそれぞれ1行目、および2行目のばねの縦弾性係数、 η_a および η_b は、それぞれ1行目、2行目のダッシュポッドにおける粘性率を表している。(10)式を、時間微分して変形すると、(11)式が得られる。

$$0 = \frac{\dot{\sigma}_a}{E_a} + \frac{\sigma_a}{\eta_a} = \frac{\dot{\sigma}_b}{E_b} + \frac{\sigma_b}{\eta_b} \quad \dots\dots\dots(11)$$

(11)式を時間に関する σ の微分方程式として解くと、 $\sigma(t)$ の解が、以下の(12)式で表わされ、時間 t の増加と共に応力が緩和される状態を表すことができる。

$$\sigma(t) = \sigma_a(t) + \sigma_b(t) = K_a \exp\left(-\frac{E_a}{\eta_a} t\right) + K_b \exp\left(-\frac{E_b}{\eta_b} t\right) + K(\infty) \quad \dots\dots\dots(12)$$

(12)式中、 $k_n (n = a, b)$ は図6に示した各々の行における瞬間弾性率 (時間 $t = 0$ の弾性率)、 $k(\infty)$ は、無限時間経過後の弾性率を表している。ここで弾性率とは、物体に作用している応力 σ と、ひずみ ε の比 σ/ε として定義される量である。(10)式の説明で述べたように、ひずみ ε 量が1で保存されているため、(12)式は、そのまま時間に対する弾性率の減衰、すなわち緩和弾性率として考えることができる。また、(12)式の右辺は $t = 0$ で弾性体の縦弾性係数 (ヤング率) となる。

本計算では、荒井らの研究³⁾に示されているように、ガラスのクリープ関数 J と、緩和弾性率 k の関係が以下の (13.1) 式を満たしているという仮定の下で計算を行っている。

$$\overline{k(s)} = \frac{1}{s^2 \cdot \overline{J(s)}} \quad \dots\dots\dots(13.1)$$

$$\overline{k(s)} = \int_0^\infty k(t) \exp(-st) dt \quad \dots\dots\dots(13.2)$$

(13.1) 式中、 $\overline{k(s)}$ は、 $k(s)$ に関するラプラス変換、 s はラプラス変換時の因数を示している。なお、ラプラス変換は一般に (13.2) 式のように定義されている。

さらに、次の仮定をおいた。任意の温度におけるシリカガラスの線膨張係数 $\rho(T)$ [1/°C]、および緩和弾性率 $k(t)$ を瞬間弾性率 $k(0)$ で一般化したものが、以下の(14)および(15)式で表される形と

なる。(15)式は、(12)式を(16)式で表される時間 $t = 0$ における弾性率 (一般に瞬間弾性率と呼ばれている) によって無次元化した値である。(15)式中の定数は、本来、シリカガラス試験片において熱クリープ試験を行い、(13)式の関係から導かれるものであるが、シリカガラスにおいて上記の試験を詳細に行った報告がほとんどないため、Narayanaswamy の報告¹⁹⁾中にあるソーダライムガラスにおける値で代用している。ガラスの活性化エネルギー ΔH を気体定数 R で割った値に関しても、上述の報告¹⁹⁾から、(17)式のように計算している。また、シリカガラスのポアソン比は、温度によらず 0.17 という値を用いて計算している¹¹⁾。したがって、本計算で得られた応力の値は、実験値に対してある程度の差異が生じるものと推測される。

$$\rho(T) = -4 \cdot 10^{-18} \cdot T^4 + 1 \cdot 10^{-14} \cdot T^3 - 1 \cdot 10^{-11} T^2 + 4 \cdot 10^{-9} \cdot T + 4 \cdot 10^{-7} \quad \dots\dots\dots(14)$$

$$\frac{k(t)}{k(0)} = 0.868 \cdot \exp(-t/6.94) + 0.132 \cdot \exp(-t/46.54) + 1.64 \cdot 10^{-3} \quad \dots\dots\dots(15)$$

$$k(0) = 33.0 \text{ (GPa)} \quad \dots\dots\dots(16)$$

$$\Delta H/R = (15.94 \text{ [kJ/mol]}) / 8.31 \cdot 10^{-3} \text{ [kJ/mol]} = 1.92 \cdot 10^3 \quad \dots\dots\dots(17)$$

本計算でのFEM計算に使用した物性値は、シリカガラスの縦弾性係数 ($k(0)$)、ポアソン比および線膨張係数である。縦弾性係数と線膨張係数の温度依存式は、Mazurin ら¹¹⁾、および Pansa ら¹²⁾の文献にある値から使用した。また、ポアソン比は温度によらず一定の値を使用している。

4. 実験結果及び考察

4.1 点滅試験結果

表5は、2章で述べた点滅試験の結果と、熱電対をバルブ外部に固定し、一度の点灯及び消灯を行った結果とを併せて示す。

表5の結果から、点滅試験時に破壊したランプバルブはなかった。これに対し、熱電対がバルブ外部に固定された状態で点灯された試験片は、その多くが消灯から1分前後で破壊した。

図7は、表5に示したランプBの温度測定後におけるバルブ表面拡大写真である。写真より、熱電対、および熱電対固定用のセラミック系接着剤はランプ消灯後にバルブ表面から剥離し、接着剤が塗布された付近のバルブ表面は前述の剥離によって、えぐられたような形状で破壊していることが分かる。

この原因は、熱電対の固定に使用した接着剤がバルブ表面のシ

図7 粘弾性マクスウェルモデルの模式図
Fig.7 Illustration of Maxwell model with viscoelastic materials.

表5 点滅および温度測定実験の結果
Table 5 Results in blinking gtests and tempera ture measurements.

Lamp	Blinking Number	Rupture	
		Blinking test	After Temperature Measurement
A	0	—	×
B	25	×	×
C	50	×	○
D	100	×	○
E	150	×	○
F	200	×	○

○ : Rupture, × : No Rupture

図8 温度測定結果の一例
Fig.8 An example of measured temperature distributions of the bulb.

リカガラスと反応し、融点および線膨張係数がシリカガラスのそれらよりも低いガラス層を形成したため、バルブの冷却過程で膨張率差に起因する熱応力が発生し、破壊に至ったと推測される¹⁸⁾。

残留応力をFEMによって計算する場合、ランプ消灯時のバルブ温度分布を得る必要がある。従って、ランプ破壊前に得られた温度データから、3章3節で説明した方法によって破壊が発生しなかったと仮定した場合の温度変化を推測している。

図8は、消灯後バルブが破壊しなかったランプB(表5を参照)において、測定された消灯後の温度変化の一例を示す。なお、測定位置は図3に示した熱電対の位置を示す番号に対応している。図中の横軸は時間 t を表し、ランプの消灯時を $t=0$ としている。

この結果より、消灯から10分までの時間 t における各点の温度変化は、それ以後の温度変化に比べてかなり大きいことが示されている。

図9は、3章3節で導出した(9)式が極小値をとる K の値(以下、単に K 値という)を(7)式に代入した結果と、実験によって得られた図8におけるPoint 1の温度変化との比較の一例を示す。この図より、近似式より得られた値は実験結果とかなりよく一致していることが分かる。本研究では、消灯後1分程度で破壊した試験片については、この近似法により冷却時のバルブ外面の温度変化を推定している。

4.2 点滅回数 N に対する消灯前温度と K 値の関係

図10は、表3に示した各ランプに関して、熱電対が固定された各位置におけるランプ点滅回数 N と(6.2)式に示した K 値との関係を示している。

図9 実験結果と(9)式からの近似値比較の一例
Fig.9 An example of comparisons between experimental results and approximated values obtained from formula (9).

図10 点滅回数 N と係数 K の関係
Fig.10 Relationship between coefficient K and blinking number N .

結果から、点滅回数 N が0から50まで増加するに従って各位置の K 値が増加しており、(6.1)式の関係から点滅回数 N が増えるに従ってランプ冷却速度が大きくなっていることが分かる。これに対し、50回から200回までの間では K 値の変化がより小さい。また、バルブ各部分で K 値の変化には差が生じており、図3に示したバルブ中心付近の位置3, 4, および5での K 値が、バルブ端部側の位置1, 2, および6での K 値に比べ大きくなる傾向があることが分かる。

図11は、図3に示した熱電対が固定された各位置における消灯直前の温度と点滅回数 N の関係を示している。結果から、点滅回数 N が0の場合、バルブ上端部である位置1の温度が最も高

図11 点滅回数 N とバルブ外面温度の関係
Fig.11 Relationship between the temperature of bulb outer and blinking number N .

く、点滅回数 N が増加するに従って、位置3, 4, および5での温度がその他の位置での温度よりも上昇していることが分かる。この原因は、2章2節で述べたバルブの黒化により、バルブ内部からの光が吸収され熱に変化しているためと考えられる。図10の結果を図9と比較すると、点灯時の温度値が高い位置ほど K 値が高い、すなわち、単位時間当たりの冷却時温度変化が大きい傾向があることが分かる。

4.3 光弾性によるバルブ残留応力観察結果

図12は、図4に示した光学系を用いて撮影したバルブ残留応力分布の一例を示している。図12(a)は評価前、および点滅回数 N を50, 100, 150, 200としたバルブ残留応力分布を撮影した結果であり、図12(e)は点滅回数 $N=200$ 回後のバルブのそれを撮影したものである。

これらの結果から、点灯試験の前後でバルブの色、すなわち残留応力分布が明らかに変化していることが分かる。3章2節に述

図12 点滅回数増加に対する観察されたバルブ部残留応力の変化
Fig.12 Variations in observed residual stress distributions under as blinking numbers are increased.

図13 点滅回数増加に対する光弾性により測定された残留応力 σ_y 分布の変化
Fig.13 Variations in measured residual stress σ_y distributions as blinking numbers are increased.

べた残留応力の測定に基づいて図12に示されたこれらの色から光路差 Δ (nm) を求め、式(1)によって図12に示された y 軸方向の応力 σ_y を求めている。

図13は、点滅回数 N ($N=50, 100, 150, 200$) に対する、 y 軸方向の応力 σ_y の値を示している。 y 軸の原点位置に関しては、2章2節の図3で述べたようにバルブ中央部としている。応力 σ_y の値は、点滅回数 N の増加に従って増加していることが分かる。また、位置によって若干の変動はあるものの、測定された応力 σ_y の方向（図13中、縦軸の正、および負）は50回以上の点滅回数 N の変化に対して変化していないことが分かる。

また、結果からバルブ端部に比べ、中央部付近 (y の値が -40 (mm) から 20 (mm) となる部分) の応力 σ_y が大きくなっていることが分かる。このことから、残留応力の σ_y 成分は、点灯時に温度が高い部分の周囲で大きく発生していることが分かる。バルブの中央部付近 (y の値が -40 (mm) から 20 (mm) となる部分) では、応力の向きの逆転が起きており、さらに、光弾性により求められた応力値とシリカガラスの限界応力値 (約60MPa) を比較すると、観察された応力は限界応力値よりもかなり小さいことが示されている。

5. 計算結果及び考察

5.1 y 軸方向応力 σ_y の実験結果との比較

4章3節で述べたバルブ各位置における応力 σ_y の値は、Caldwell らの研究から¹²⁾ 2章2節に示した(2)式のようにバルブ内の σ_y を x 軸方向に足し合わせたものであると推測される。したがって、FEM 計算結果と実験結果を比較する場合、FEM 計算によって得られた y 方向の応力 σ_y を x 軸方向に足し合わせる必要がある。図14は、FEM 計算によって得られた応力 σ_y の値を各 y の位置で x 軸方向に足し合わせた結果を示す。 y 軸の原点位置に関しては、2章2節の図3で述べたようにバルブ中央部としている。なお、点滅回数 N は $N=50$ (◆), 100 (▲) 及び 200 (●) の場合を示している。図13に示した y 方向の応力 σ_y 分布と比較すると、FEM 計算と実験における応力 σ_y 分布の傾向がよく一致していることがわかる。また、上記応力 σ_y を x 軸方向に足し合わせた結果の最大値と、光弾性によって求められた応力 σ_y の最大値の間の差は最大でも20%程度であり、概略残留応力を推測できると考えられる。

FEM 計算値に関しては、3章4節で述べたように、緩和弾性

図14 σ_y の総和方法
Fig.14 A method for obtaining the stress σ_y in the x direction.

図15 計算された残留応力の最大主応力成分の比較 (a)点滅 $N=0$ 回 (b) $N=200$ 回

Fig.15 Comparison of calculated maximum principal ingredient of residual stress distributions. (a) The case where blinking Number N is 0 (b) The case where blinking Number N is 200

率などの物性値がシリカガラスのそれに完全に等しくないなどデータの差異があるため、計算結果と実験結果双方の応力値に差が生じたと考えられる。しかし、バルブ残留応力について大まかな推定が可能であることを示している。

5.2 バルブにおける最大主応力 σ_1 の分布

図15は、4章1節で得られた点灯時、及び消灯後の温度分布から、最大主応力 σ_1 の値の計算結果の一例をコンタ図によって示す。図15(a)は、点滅試験を行っていないバルブの結果を示す。また、図15(b)は、点滅回数 $N=200$ のバルブにおける結果を示している。

これらの図を比較すると、200回の点滅を行ったバルブでは、点滅を行っていないそれに対し、より大きな最大主応力が生じていると分かる。本計算において、図15(a)と(b)の境界条件の差は、温度及びその変化速度であるため、バルブ部に生じる残留応力の分布状態とその大きさに対し、これらの因子が大きな影響を及ぼしていると推測される。このことは、3章4節で述べた文献の内容と同様の傾向である。

図16 バルブ中央付近における最大主応力 σ_1 分布 (a) コンタ図 (b) x 座標に対する変化

Fig. 16 Maximum principal stress σ_1 distribution in the neighborhood of center of the bulb. (a) Contours (b) variation in the x direction.

図17 点滅回数と計算された最大主応力 σ_1 最大値の関係

Fig.17 Relationship between blinking numbers and maximum values of calculated maximum principal stress σ_1 .

図18 温度とシリカガラスの引張り破壊応力との関係

Fig.18 Relationship between temperature and rupture tensile stress of silica glass.

図16(a)は、図15(b)のA部分を拡大したものを示す。また、図16(b)は、図16(a)に示す(1)の位置における、 x 方向位置における最大主応力 σ_1 の値を示している。これらのFEM計算結果から、バルブの中央付近では、バルブ外面に互いに圧縮方向の応力が作用し、内面には引張り方向の応力が作用した状態となっていることが分かる。仮に、光弾性による方法でこのような状態の試験片の最大主応力 σ_1 を測定した場合、2章2節で述べたように光路上でこれらの最大主応力 σ_1 に起因する光路差が互いに相殺しあうため、実際に発生している最大主応力 σ_1 の値に比べ、測定される最大主応力 σ_1 の値がより小さくなると推測される。

これらの計算結果から、図11および図13に示したように、バルブ中央付近は点滅回数 N が100回を超えると点灯時の温度がバルブで最も高くなるにもかかわらず、光弾性によって測定された応力はその周囲の値と比較してより小さいという結果が説明できると考えられる。

5.3 点滅回数 N と残留応力との関係

図17は、FEM計算によるランプ点滅回数と、5章2節で得られた最大主応力 σ_1 の最大値の関係を示している。

結果から、残留応力の最大主応力成分の最大値 $\sigma_{1\max}$ は点灯回数 N の増加に従って増加していることが分かる。すなわち、 N が増加すればバルブが劣化することを示している。応力値の増加に関しては、点滅回数 N が0～100回の方が100～200回の場合に

比較して大きく、残留応力によるバルブ劣化は点滅回数が0～100回の間に大きく進行することが推測される。4章の実験結果では、点滅回数 N が0から50回の場合に、バルブの点灯時温度、および冷却速度が大きく増加し、それ以後は大きく変化しないと分かっており、計算結果と傾向が一致する。したがって、冷却速度と点灯時温度の増加が残留応力の最大値 $\sigma_{1\max}$ 変化に影響を及ぼしていると推測される。また、 $N=200$ の場合に $\sigma_{1\max}$ の最大値は約17MPaとなった。

5.4 残留応力とシリカガラス破壊応力との関係

図18は、シリカガラスにおける温度と、引張り方向の破壊応力との関係を示す¹¹⁾。

シリカガラスの引張り方向の破壊応力は常温で60MPa程度であり、これよりも高温の領域ではさらに高くなる。また、圧縮向きの応力下ではこれよりもずっと大きい値を取ることが知られている。5章3節で計算された最大主応力 σ_1 の最大値と比較することにより、常温においてバルブが破壊しなかったことが説明される。しかし、残留応力の値が約17MPaであることは、これに内圧などの荷重による応力が重ね合わされるとバルブ破壊が起こりうることを示唆している。

5.5 計算結果のまとめ

本計算結果の内容を以下にまとめる。

- (1) 実験によって得られた y 方向の応力 σ_y と、計算結果から予測される y 方向の応力 σ_y の分布傾向はかなりよく一致した。
- (2) 最大主応力 σ_1 は、実験結果から最も温度が高くなると分かったバルブ中央付近で最大となった。また、その最大値は点滅回数 N が多いバルブほど大きくなり、最大で約17MPaであった。すなわち、 N が増加すればバルブ劣化が大きくなることを示している。
- (3) シリカガラスの破壊応力と比較すると上記の応力値は1/3以下であり、本実験の条件下でバルブが直ちに破壊しなかったことが説明される。しかし、 N の増加による σ_1 の増加に伴い、内圧が作用するとバルブ破壊に至る可能性もあると推測される。

6. 考察

6.1 残留応力と内圧が作用する条件下での応力分布

図19は、点灯時の応力状態を想定し(a)バルブ内部に3.0MPaの内圧を作用させた場合(b)表5に示したランプFの条件下で計算された残留応力が作用しているバルブにおいて、それぞれの場合における最大主応力 σ_1 の分布を示している。結果から、3.0MPaの内圧作用による最大主応力最大値は約38MPaとなる。

これらの結果から、残留応力の最大値約17MPa、 $N=200$ のみでバルブは破壊に至らないが、これに内圧作用による最大主応力が重ね合わされるとガラスの破壊応力に達することが十分推定される。このため、点滅回数 N が多くなり、残留応力が大きくなると破壊の可能性が大となることになる。実際の点灯では、残留応力は点灯初期のバルブに比較して点灯末期のバルブにより大きく生じやすいことが経験的に分かっている。このため、末期バルブは、初期品に比較して、同点灯条件下で破壊する可能性がより高いと推測される。

残留応力に関しては、その性質から点灯時のバルブ温度状態で発生していないことが推測されるが、ランプの立ち上がりはかなり早く、バルブ温度に比較してランプ内圧がかなり早く上昇する

ような環境下では、前述の応力の重ね合わせにより、破壊に至る場合も考えられる。これらのことを考慮すると、ランプは、そのバルブ内部に残留応力が発生する温度条件、すなわちバルブ外面の温度が900℃を超える温度条件で使用することは望ましくない。

また、バルブの残留応力は、光弾性によってその値が小さいと判断される場合にも、本報告のFEM計算から分かったように内面と外面の応力方向が異なることにより、測定値よりも高い応力が発生していることがある。このため、ランプ設計者はこの点に留意し、寿命末期においても温度分布に起因する残留応力が発生しないよう、バルブ各部の寸法、および使用保証時間を決定すべきであるとする。

7. 結言

本論文では、ランプにおける残留応力が破壊に及ぼす影響を調べるため、第一に、実験的に点滅試験による残留応力発生と温度分布、および消灯時の温度勾配の関係を調べた。結果として、残留応力が大きく発生するランプでは、残留応力が小さいそれに比較して点灯時の温度が高く、冷却速度が大きいたことが分かった。とくに、ランプバルブにおいて残留応力がより大きくなる付近では、その周囲に比較して温度および冷却速度が大きくなる傾向があると分かった。

第二に、有限要素法(FEM)を用いた応力分布の計算によって実験値と計算値の比較を行い、これらの整合性を調べた。結果から、上記実験結果のように、温度およびその下降速度が大きの場合ほど、バルブ残留応力の値が大きくなる傾向にあり、実験で得られたバルブの残留応力と計算で得られたそれは、傾向がよく一致した。また、残留応力の方向がバルブ内面と外面とで反対向きとなる部分があり、この部分では光弾性で測定される応力値が相殺される場合のあることが分かった。これらの結果によって、実験時に最も温度が高かった部分の応力 σ_y が圧縮方向になり、その値が隣接する部分に作用している引張り方向の応力値に比較して小さくなる現象が説明された。

さらに、残留応力が発生するランプバルブは、発生していないそれに比較して同内圧下で発生する応力が大きくなるため、点灯条件によってはバルブ破壊が生じる危険がある事を指摘した。以上の報告から、ランプ設計者は、点灯末期においてもバルブ部に残留応力が発生しないよう、ランプバルブの形状、及び使用条件、寿命を設定すべきである。

今後は、バルブ素材であるシリカガラスのクリープ挙動を詳しく調べることによって、より正確な物性値を使用したFEM計算を行い、精度の向上を図ると共に残留応力がバルブ破壊に及ぼす影響をより詳しく調べ、過去に研究が行われている内圧、及び熱応力と合わせ、バルブ形状の最適化に関する研究を行う予定である。

参考文献

- (1) 加瀬, 沢他: 有限要素法による超高圧水銀放電灯バルブの耐内圧特性解析, 照学誌, 87-8A, pp.76-83 (2003).
- (2) 加瀬, 沢他: 熱負荷を受ける超高圧水銀放電灯バルブ部の応力解析, 照学誌, 88-2, pp.261-273 (2004).
- (3) 荒井, 山本他: 熱粘弾性モデルを用いたガラスレンズ成形シミュレーション, 計算数理工学論文集, Vol.3, pp.39-44 (2003).
- (4) Jean : High-temperature creep of low-dielectric-constant glass

図19 バルブ最大主応力 σ_1 の分布比較 (a) 3.0MPaの内圧作用下の場合(b)残留応力の場合

Fig.19 Comparison of maximum principle stress distribution in bulb. (a) The case where internal pressure of 3.0MPa is applied. (b) The case of residual stress.

- composites, J.Mater.Res., 11-8, pp.2098-2103 (1996).
- (5) 菊池他：シリカガラス粘度の OH 基量依存性, J.Ceram.soc., 105, 8, pp.645-649 (1997).
- (6) Weiss : A Rapid Torsion Method for Measuring the Viscosity of Silica Glasses up to 2200°C, J. Ame. Ceram. Soc., 67-3, pp.213-222 (1984).
- (7) Drovzov, et al. : Rheology of silicate glasses, Rheology Bulletin, Soc. of Rheology, American Institute of Physics., 71-2 (2002).
- (8) M. Ilmer, et al. : Studies of the interface silica glass-yttria-doped molybdenum, Proc.of 5th International Conference on Joining of Ceramics, Glasses and Metal., pp.98-100 (1997).
- (9) 辻, 西田, 河田：光弾性実験法, 日刊工業新聞社, pp.93-94 (1965).
- (10) 東芝：鋭敏色ひずみ検査機マニュアル.
- (11) O. V. Mazurin, M. V. Streletsina and T. P. Shvaikovskaya : Handbook of glass data, Vol.1, Elsevier, pp.75-126 (1983).
- (12) R. Caldwell : Stress Measurement in Glass, General Elec Com Rep. (1991).
- (13) ランダウ, リフシッツ：弾性理論 理論物理学教程 5, 東京図書, pp.175-200 (1974).
- (14) 沢：再入門材料力学[上], 日経 BP 社, pp.18-24 (2001).
- (15) H.R.Lilie : Fine Annealing of Optical Glass., J.Ame.Ceram.Soc., 37-10, pp.466-473 (1954).
- (16) W. E. Thouret : Tensile and Thermal Stress in the Envelope of High Brightness High Presssure Discharge Lamps, Illum, Eng., 10, pp.295-305 (1960).
- (17) J. P. ホールマン 平田訳：伝熱工学(上), ブレイン図書出版, pp.25-87 (1982).
- (18) E. H. Lee, et al. : Residual Stress in a Glass Plate Cooled symmetrically from Both Surfaces, J. Ame. Ceram. soc., 48-9, pp.480-497 (1965).
- (19) Narayanaswamy : A Model of Structural Relaxation in Glass, J.Am.Ceram.Soc., 54-10, pp.491-498 (1971).

- (20) 日本機械学会編：固体力学 (基礎と応用), オーム社, pp.105-124 (1987).
- (21) Lille, et al. : Fine Annealing of Optical Glass, J.Ame.Ceram. Soc., 37-10, pp.467-473 (1957).
- (22) A. G. Jack : Energy Balances for some High Pressure Gas Discharge Lamps, Journal of IES., pp.323-335 (1974).
- (23) 作花 他：ガラスハンドブック, 朝倉書店, pp.107-111 (1975).

(受付日2004年7月13日/採録日2004年11月5日)

加瀬 征彦 (正会員)

株式会社オーク製作所

〒391-0011 長野県茅野市玉川4896番地

1974年12月6日生まれ。1998年3月東京大学理学部物理学科卒業。同年4月株式会社オーク製作所入社。現在、同社管球事業部にて研究開発に従事。特にランプ破裂とその対策に関する研究を行っている。

沢 俊行 (非会員)

広島大学大学院工学研究科

〒739-8511 広島県東広島市鏡山1-3-2

1948年3月10日生まれ。1976年3月東京工業大学機械物理工学専攻博士課程修了。工学博士。現在、広島大学大学院工学研究科教授。主にボルト締結、接着構造の応力解析等の研究に従事。日本機械学会、日本接着学会、アメリカ機械学会会員。フランジガasket委員会委員長、フランジやねじ込み継ぎ手のISO規格委員会委員長等を歴任。