

軸受鋼のリング壓壊値について

(軸受鋼の研究 II)

(昭和 28 年 4 月 本会講演大会にて講演)

出口 喜勇爾*

ON THE RING CRUSHING TEST OF THE BALL BEARING STEEL

(Study on the Ball Bearing Steel II)

Kiyoji Deguchi

Synopsis:

(1) To substitute the bend fracture test of flat test pieces (flat $10 \times 20 \times$ length 55mm, distance between the two supporting points 40mm) at the place of ring crushing test (standard size of rings: outer dia. $80 \times$ inner dia. $60 \times$ height 20mm) of the ball bearing steels, the author studied experimentally the relation between the crushing strength P and the bend fracture strength Q , measuring the both in parallel, changing the quenching and tempering temperatures, with the ring and flat test pieces, both shaped out and forged. (2) Then the author calculated the relation equation between P and Q , considering the test pieces as the perfect elastic body. From the idea that the test pieces broke when the max. tensile skin stress on the section at the loading point increased beyond the strength of this material, the author obtained

$$P/Q \doteq 0.806\alpha$$

From the idea that the test pieces broke when the deformation energy on the section at the loading point increased beyond a limit value, the author obtained

$$P/Q \doteq 0.890\alpha'$$

where α and α' were the coefficients which were determined according with their manufacturing conditions, for example, fibre direction etc. (3) Next the author determined the values α and α' so that these theoretical equations accommodated well with the values practically measured. Considering the statistically measured results of the forged test pieces from the production billets of about 110 charges, rather than the test results of the several charges above mentioned in (1), the author obtained $\alpha = 0.85$ and $\alpha' = 0.75$. Then $P \doteq 0.6763 Q$: so, when $P = 4,000$ kg, $Q \doteq 6,000$ kg. By these data, the author proposed to substitute the bend fracture test of flat test pieces in place of ring crushing test and to define that the bend fracture strength must be more than 6,000 kg. (4) The author checked the coefficient α by means of the resistance wire type strain gauge. (5) The author checked the relations between the size of rings and their crushing strengths theoretically obtained, comparing with the values practically measured. (7) At last, the author studied the influences of rolling or forging conditions of the billets etc. on their ring crushing strengths.

I. 緒 言

JIS (JES も同様) においては、軸受鋼第 2, 3 種輪材に対しリングの圧壊試験を規定している、即「供試材

が径又は対辺距離 50mm 以上の場合特に指定のない限り 1 熔鋼毎に 1 個づゝ、鍛造により、外径 80, 内径 60

* 日本特殊鋼株式会社

高さ 20mm のリングを作り、これの焼入焼戻後の硬度 HRC 63 以上、直径方向に負荷した場合の圧壊荷重 4,000kg 以上なるを要する」と、所で軸受輪は使用状態において上記リングの圧壊試験におけるが如き応力を受ける訳ではないのであるから、軸受鋼材の焼入焼戻後における硬度、靱性及び破面を検討するための便宜的試験方法ならば、何もこの様に製作の面倒なるリングの圧壊試験を行う必要はなく、試験片製作が簡単でしかも同様の目的を達成することの出来る平 10×20mm 試験片の圧折試験をもつて置換してよい訳である。この考は既に戦時中からあつたのであるが、決定的結論を得る迄には到つていなかつたので、こゝに実際の試験結果の検討と共に理論的考察を行い、リングの圧壊試験を置換するに平 10×20mm 試験片の圧折試験をもつてすることを提唱する。

II. 試験方法

リングの圧壊試験法は上記の通りであるが、平試験片の圧折試験法は平 10×20×長さ 55mm 試験片を間隔 40mm の両支点にて支え、その中央部においてこれに垂直に先端丸み R=1mm のステムで静的に加圧し圧折するときの荷重を測定する。平 10×20mm としたのはその断面積をリングのそれと等しくするためである。尚平試験片の外に角 10mm 試験片の圧折力についても同様に測定したが、結論として、焼入焼戻温度によるリングの圧壊値の変化に対しては角 10mm よりも平 10×20mm 試験片の方が一層平行した変化傾向を示すので、角 10mm 試験片の圧折力については単に図示するに止める。

またリング及び平試験片は鍛造して作製したものと同時に鋼片から削出して作製したものにつき、それぞれ焼入及び焼戻温度を変え平行して試験し両試験値の関係を求め、現場製品についても統計的に比較し、これらに対して理論的検討を加えた。更に参考のためにかゝるリングの圧壊値に及ぼす鋼片製造法の影響についても試験した。

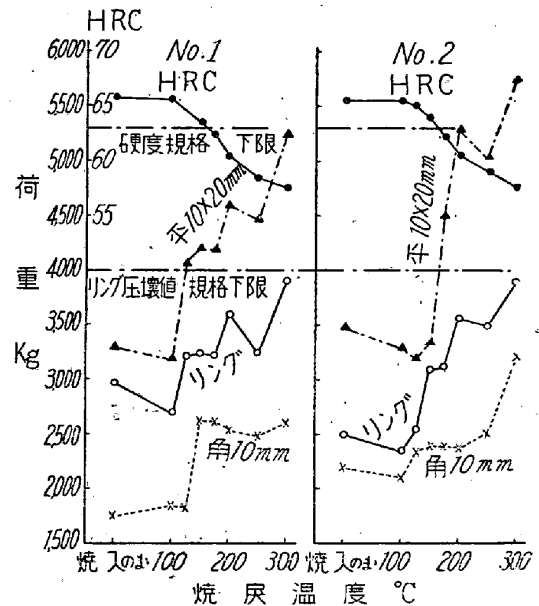
III. 試料

これらの試験はすべて同一チャージの鋼片につき行うのが理想的であるが、試験が相当長年月にわたつて行われたために各試験毎にチャージが異つている。これら供試鋼片の化学成分及び寸法を第 1 表に示す。

IV. リングの圧壊値と平試験片の圧折力との関係

1) 試験片を削出して作製した場合
平試験片は鋼片の中心に關しリングの肉厚部と同じ位置において圧延方向に削出した。けだしリングと平試験片とで鋼片における鍛延効果を等しくするためである*。

(i) 焼入温度を一定とし焼戻温度を変えた場合
第 1 表 No.1, 2φ100mm 圧延材(完全焼鈍)より削出した試験片を 850°C 油焼入後焼入のままより 300°C 迄の各温度に焼戻して試験した結果を第 1 図に示す。



第 1 圖

これによれば、リングの圧壊値、平試験片の圧折力共に

* これに関し次の様な試験結果がある、即次記成分の φ135mm 圧延材(完全焼鈍)につき、周縁部、半径の中央部及び中心部において圧延方向に平行に抗張及びシャルピー衝撃試験片を削出し機械試験を行つたところ下表の通りであつた。

C	Si	Mn	P	S	Cr
0.96	0.26	0.42	0.029	0.015	1.61

位置	降伏点 kg/mm ²	抗張力 kg/mm ²	伸%	絞%	シャルピー kgm/cm ²	ブリネル
規格		<75	>25			<201
周縁部	40.8	68.0	28.6	56.8	6.1	197
半径中央部	38.3	67.5	28.2	48.0	6.1	192
中心部	37.7	65.2	23.2	38.3	6.2	187

これによれば試験片を削出す位置が中心に近い程機械的性質特に絞が相当低い値を示す、顕微鏡組織を見ると周縁部に比し中心部の方が Slag, 粗大炭化物多く且炭化物の球状化も幾分悪い様である。

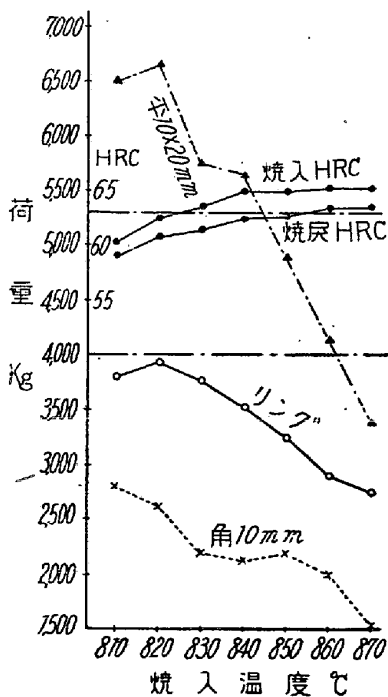
第 1 表

No	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	寸 法
1	0.96	0.21	0.42	0.026	0.013	1.41	0.23	0.23	φ100mm 壓延材
2	1.03	0.25	0.33	0.027	0.013	1.36	0.18	0.20	" "
3	0.99	0.24	0.30	0.021	0.012	1.56	0.12	0.19	φ90mm "
4	1.01	0.26	0.30	0.013	0.011	1.44	0.36	nil	φ100mm "
5	0.95	0.19	0.39	0.013	0.024	1.35	0.22	0.17	φ150mm "
6	0.96	0.26	0.42	0.029	0.015	1.61	0.34	0.30	φ135mm "
7	1.00	0.27	0.50	0.018	0.010	1.45	0.20	0.23	φ125mm 鍛鋼材
8	0.93	0.21	0.43	0.016	0.022	1.25	0.18	0.21	" "
9	1.06	0.29	0.35	0.023	0.016	1.24	0.15	0.22	" "
10	0.97	0.21	0.43	0.016	0.018	1.30	0.07	0.14	φ135mm 壓延材
11	1.02	0.22	0.33	0.016	0.016	1.34	0.07	0.10	" "
12	0.97	0.24	0.39	0.020	0.016	1.33	0.17	0.30	" "
13	1.15	0.36	0.36	0.023	0.025	1.30	0.10	0.16	φ105mm 鍛鋼材
14	0.95	0.19	0.39	0.013	0.024	1.35	0.15	0.17	φ115mm 壓延材
15	1.08	0.26	0.39	0.018	0.011	1.30	0.29	0.14	φ150mm 壓延材
16	0.93	0.35	0.32	0.028	0.024	1.44	0.19	0.15	φ135mm "
									φ105mm "

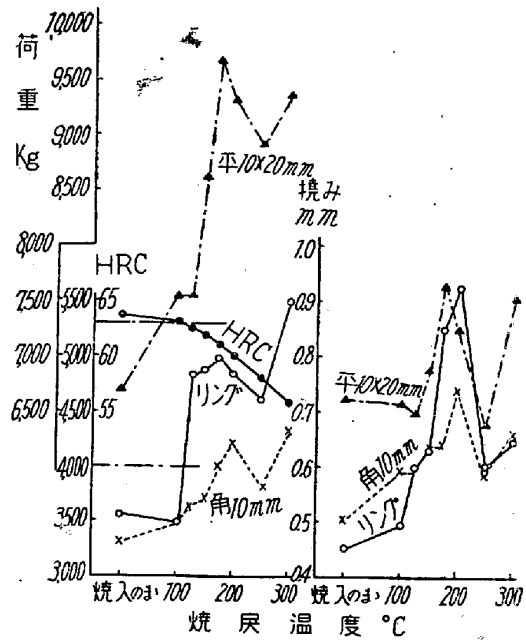
焼戻温度により相当不規則な変化をしているが、両試験値は比較的平行に変化している。またこれら両試料ではリングの圧壊値が低いために、硬度及び圧壊値の規格を同時に満足すべき焼戻温度は存在しない。

(ii) 焼入温度を変え、焼戻温度を一定とした場合

No.3 φ90mm 圧延材(完全焼鈍)につき 810~870°C 間で油焼入後すべて 150°C 焼戻して試験した結果を第2図に示す。これによれば、硬度は 840°C 迄は焼入温度と共に上昇するがこれ以上では殆ど変化なく、リングの圧壊値及び平試験片の圧折力は 820°C 以上では焼入温度上昇と共に低下している。この試料においても圧壊



第 2 図



第 3 図

値が低いために硬度及び圧壊値の規格を同時に満足する焼戻温度は存在しない。

2) 試験片を鍛造して作製した場合

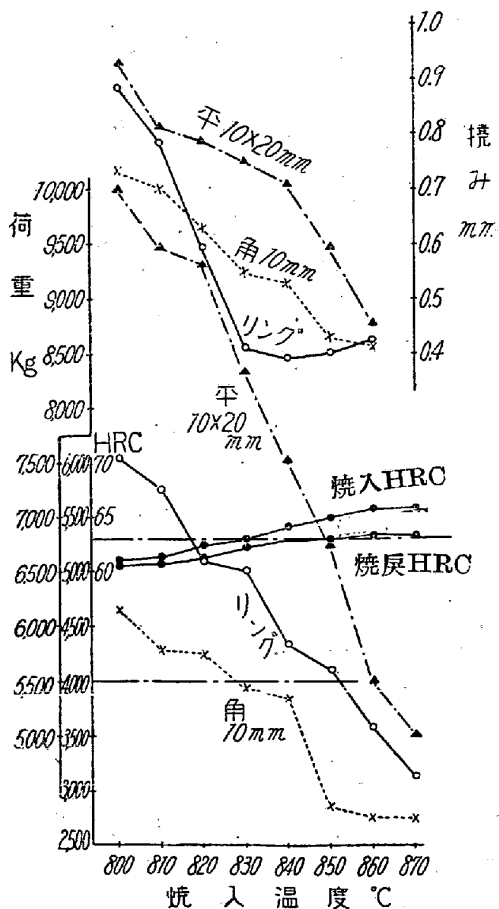
No.4 を一旦 φ50mm に鍛伸し、次に外径 85×内径 55×高さ 30mm のリング及び平 15×25×長さ 55mm に鍛造し、完全焼鈍後それぞれ所定寸法に仕上げて熱処理した。

(i) 焼入温度を一定とし焼戻温度を変えた場合

840°C 油焼入後 300°C 迄の各温度に焼戻したものの試験結果を第3図に示す。これによれば HRC 63 以上を示すのは概して焼戻温度 125°C 以下である。焼戻温度によるリングの圧壊値の変化傾向は前節削出試験片の

場合と類似しているが、鍛造試験片では圧壊値が大きい
ためその変化が半然としている、即焼戻温度 100°C 以
下では 3,000~3,500kg であるが 125°C で急増して
4,500~5,000kg となる、これは焼入によつて生じた脆
い α マルテンサイトがこれよりも靱い β マルテンサイ
トに変化するためである。更に焼戻温度が上昇すると約
250°C 附近において圧壊値が少しく低下するがこれは残
留オーステナイトのマルテン化のためであろう。しかし
てこの温度以上では β マルテンサイトが分解してトル
ースタイトに変化し始めるので再び圧壊値が急増する。焼
戻温度によるかゝる顕微鏡組織的变化は同図に附記した
所の圧壊する迄のリングの負荷方向の直径の最大撓みの
変化によつて明瞭に示されている。次に平試験片の圧折
力及び最大撓みは概略的にリングのそれと同じ変化傾向
を示している。これによればリングの硬度 HRC 63 以
上圧壊値 4,000kg に対応すべき平試験片の圧折力は不
明瞭ではあるが概して 7,000~7,500kg といえよう。

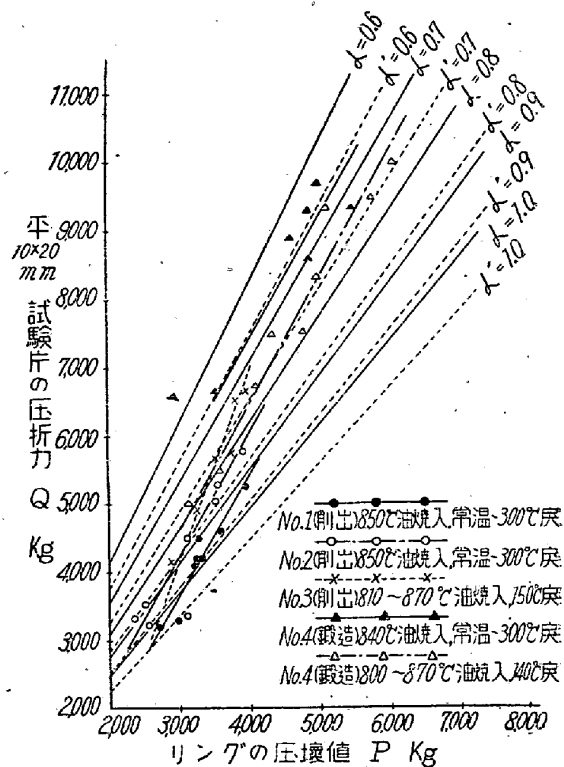
(ii) 焼入温度を変え焼戻温度を一定とした場合
800~870°C 油焼入後すべて 140°C 焼戻して試験し



第 4 圖

た結果を第 4 図に示す。これによれば焼入温度による変
化傾向は前節削出試験片の場合と同様であるが、鍛造試
験片ではリングの圧壊値及び平試験片の圧折力が大きい
ためにリングの硬度及び圧壊値の規格を満足させる焼入
温度としては辛うじて 850°C が存在することになる。
しかしてリングの圧壊値 4,000kg に対応すべき平試験
片の圧折力は約 6,500~7000kg といえよう。

さて上述の各試験におけるリングの圧壊値 P kg を横
軸とし、これに対応する平試験片の圧折力 Q kg を縦軸
として図示すれば第 5 図の様になり、実験的に両者間に
直線的関係が成立する。



第 5 圖

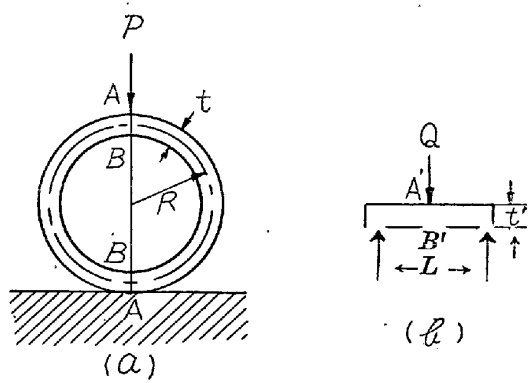
3) 理論的考察

いまリングと平試験片とが共に同じ弾性体であるとす
れば、 P と Q との間には理論的にある関係式が存在する
はずである。次にこれを求めて見よう。

(i) 圧縮曲げ応力による考え

(a) リングが圧縮荷重を受けた場合の応力

第 6 図 (a) においてリングを直径方向に圧縮した場
合、負荷点の断面 AB において外側 A 側には圧縮応力、
内側 B 側には引張応力が作用する。しかしてこれらの応
力の中絶対値の最大なるものは B 点における引張応力
であるから、 B 点における最大応力がこの材料の強さ以上
となつた場合にリングが破壊するものと考え。またリ
ングの圧壊試験は硬度 HRC 63 以上において行われる



第 6 圖

べきものであつて、荷重と変形量（直径方向の撓み）とは概して直線的变化をなし塑性変形はほとんど起らずして破壊するので、弾性論を適用してよいと考え、前記関係式を求めれば次の通りである。

- R = リングの平均半径
- t = 同上肉厚
- l = 同上高さ
- A = 同上断面積 = $\pi t l$
- r = 中立面の曲率半径
- e = 断面 A B における中立軸と図心との距離
- = $R - r$

$$= R \left(1 - \frac{1}{1 + \lambda} \right)$$

但し $\lambda = \frac{1}{3} \left(\frac{t/2}{R} \right)^2 + \frac{1}{5} \left(\frac{t/2}{R} \right)^4 + \dots$

M = 断面 A B の曲げモーメント
 $= \frac{PR}{\pi}$

断面 A B において中立面より y なる距離における任意の面における歪力を σ_x とすれば

$$\sigma_x = \frac{My}{Ae(r-y)} = \frac{PRy}{\pi Ae(R-e-y)}$$

断面 A B における最大歪力 σ_0 は前記の如くリングの内側の B 点に生ずるから

$$\sigma_0 = (\sigma_x)_{y = \frac{t}{2} - e} = \frac{PR \left(\frac{t}{2} - e \right)}{\pi Ae \left(R - \frac{t}{2} \right)}$$

$$= \frac{PR \left\{ \frac{t}{2} - R \left(1 - \frac{1}{1 + \lambda} \right) \right\}}{\pi AR \left(1 - \frac{1}{1 + \lambda} \right) \left(R - \frac{t}{2} \right)}$$

$$= \frac{P}{\pi A} \left\{ \frac{\frac{t}{2}}{\lambda \left(R - \frac{t}{2} \right)} - 1 \right\} \dots \dots \dots (1)$$

(b) 平試験片が集中荷重を受けた場合の応力
 前掲第 6 図 (b) において平試験片が両支点間の中央 A' に Q なる集中荷重を受けるものとする。

- t' = 平試験片の厚さ
- l' = 同上巾
- L = 両支点間の距離

いま平試験片の中央断面 A' B' において、中立軸から y なる距離における任意の面における歪力を σ_x とすれば

$$\sigma_x = \frac{3QL}{l't'^3} y$$

断面 A' B' における最大歪力 σ_0' は負荷点の下側 B' 点に生ずるから

$$\sigma_0' = \frac{3QL}{l't'^3} \frac{t'}{2} = \frac{3}{2} \frac{QL}{l't'^2} \dots \dots \dots (2)$$

(c) リングの圧壊値と等しい平試験片の圧折力

リングが圧縮荷重を受けて圧壊するときと平試験片が集中荷重を受けて圧折するときには

$$\sigma_0 = \sigma_0'$$

とにおいて (1), (2) 式からリングの圧壊値 P と平試験片の圧折力 Q との関係を求めることが出来るが、この際次のことを考慮しなければならない。即例えば圧延鋼片からリングを削出した場合にはリングの繊維方向は第 7 図 (a) の如く紙面に対し垂直である。しかし平試験片を圧延方向に削出す場合には、たとえ鍛延効果を同一ならしめるために鋼片においてリングの肉厚部と同一位置より削出したとしても、繊維方向は同図 (b) の如く紙面に平行である。従つてこれと同図 (c) の如く圧延方向に直角に削出した場合とでは、負荷方向に対する繊維方向が異なるために両者の圧折力 Q, Q' は異なるはずである。第 8 図は削出試験片を 840°C 油焼入後焼戻温度を変えたものゝかゝる関係を示す。鍛造試験片においても類似の影響を考慮しなければならない。

2) 柏原氏²⁾は

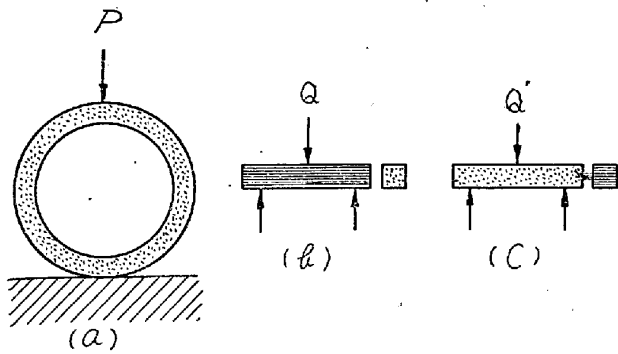
$$\sigma_0 = \frac{6PR}{\pi l t^2} \left(1 + \frac{t}{3R} \right)$$

なる式を求めておられるが、これはこの式を誘導する途中において

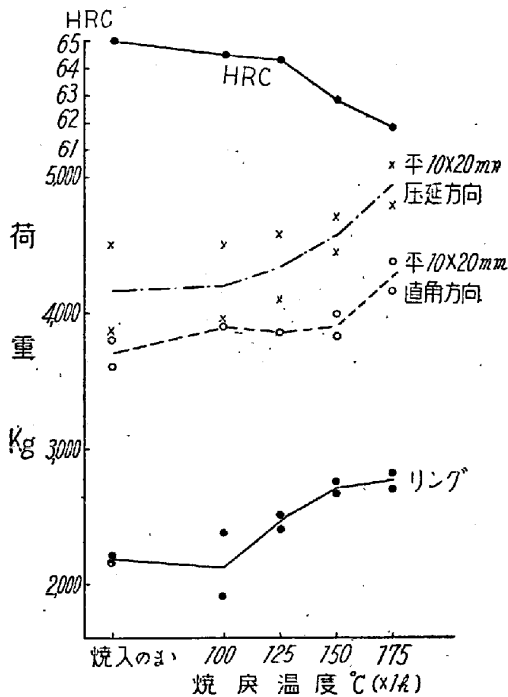
$$\lambda = \frac{1}{3} \left(\frac{t/2}{R} \right)^2$$

なる省略算を施して計算されたものである。

3) 鐵と鋼, 29 (昭 18), 719



第 7 圖



第 8 圖

よつて繊維方向等の如く試験片の製造条件によつて決める係数 α を用い、 σ_0 と σ_0' とを (3) 式の如くおいて (1), (2) 式より P と Q との関係を求めれば

$$\sigma_0 = \alpha \sigma_0' \dots\dots\dots (3)$$

$$\text{即 } \frac{P}{\pi A} \left\{ \frac{\frac{t}{2}}{\lambda \left(R - \frac{t}{2} \right)} - 1 \right\} = \frac{3}{2} \frac{QL}{l'l'^2} \alpha$$

$l=l', t=t'$ とすれば

$$\frac{P}{Q} = \frac{3L\pi}{2t} \left\{ \frac{1}{\frac{\frac{t}{2}}{\lambda \left(R - \frac{t}{2} \right)} - 1} \right\} \alpha \dots\dots\dots (4)$$

前述の各試験においては $L=40\text{mm}$, $R=35\text{mm}$, $t=10\text{mm}$ であるから

$$\frac{P}{Q} \doteq 0.806\alpha \dots\dots\dots (5)$$

最初係数 α を考えなかつたときは $P/Q=0.806$ の関係は実測値とかけ離れていたのて、むしろ理論式には全然とらわれず実測値のばらついている範囲内においてよくあてはまるべき実験式

$$Q=1.97 P-1556$$

を立てたのであるが、これは理論式を実測値に適用する場合に払ふべき考慮が不十分であつたのであつて、これがよくあてはまるように係数 α を決定すればよい訳である。いま (5) 式において $\alpha=1, 0.9, 0.8, 0.7, 0.6$ とおいてこれを図示すれば第 5 図の通りであつて、削出し試験片に対しては $\alpha=0.9$ 、鍛造試験片に対しては $\alpha=0.7$ ととればよいことが分る。

(d) 抵抗線式歪計による係数 α の検討

上記したところでは係数 α は、理論式が P, Q の実測値の関係図に適合するように間接的に決定したのであるが、もし σ_0, σ_0' を実測することが出来ればこれから α を直接決定することが出来る。よつて抵抗線式歪計によつて σ_0, σ_0' を実測した。

第 6 図において、鍛造試験片につき、リングでは B (上下 2ヶ所)、平試験片では B' に、Strain gauge を荷重方向に直角に、紙面に平行にはりつけ、荷重を増して行つて破断する迄の P と σ_0 , Q と σ_0' とを実測した。破断荷重の値を例示すれば

リング $P=3,960\text{kg}$ $\sigma_0=106\text{kg/mm}^2$

平試験片 $Q=6,380\text{kg}$ $\sigma_0'=144\text{kg/mm}^2$

$$\therefore \alpha = \frac{\sigma_0}{\sigma_0'} = \frac{106}{144} \doteq 0.75$$

リング $P=3,480\text{kg}$ $\sigma_0=91.2\text{kg/mm}^2$

平試験片 $Q=4,980\text{kg}$ $\sigma_0'=119\text{kg/mm}^2$

$$\therefore \alpha = \frac{91.2}{119.0} \doteq 0.77$$

即この様に直接的に決定した α は、P, Q の実測値の関係図に適合するように間接的に決定した α に近い値を示す。

(ii) 変形エネルギーによる考え

規格では圧壊試験を行うリングの硬度は HRC 63 以上と規定されているが実際には硬度がこれよりも低い場合があり、破壊に際しても若干塑性変形を伴うと思われる場合がある。故にリング又は平試験片が圧縮荷重を受ける場合断面 AB 又は A' B' における変形エネルギーがある値以上となつた場合に破断すると考えた方がよろしい、よつてこの考え方によつて P と Q との関係を求め

れば次の通りである。

(a) リングが圧縮荷重を受けた場合の変形エネルギー V をリングが圧縮荷重を受けた場合の断面 AB における変形エネルギーとし、 σ を歪力、 ϵ を歪、 v を体積とすれば

$$V = \iiint \frac{1}{2} \sigma \epsilon dv$$

但し $\sigma = E\epsilon$ とし、 x 方向 (円周方向) には単位長さの質量についてのエネルギーを考え、 z 方向 (リングの高さの方向) には、リングと平試験片とは同一の一定長さ故に比較しないこととし、こゝでは y 方向の積分についてのみ考えれば

$$V = \frac{l}{2E} \int_{-(t/2+e)}^{t/2-e} \sigma_x^2 dy$$

σ_x の値を代入し、 $R-e=r$ と書きなおして級数に展開後各項を定積分して、第3項以下は微小故に、第2項迄をとって整備すれば

$$\begin{aligned} V &= \frac{lP^2R^2}{2EA^2\pi^2e^2} \int_{-(t/2+e)}^{t/2-e} \frac{y^2}{(R-e-y)^2} dy \\ &= \frac{lP^2R^2}{2EA^2\pi^2e^2} \int_{-(t/2+e)}^{t/2-e} \left(\frac{y^2}{r^2} + \frac{2}{r^3} y^3 + \frac{3}{r^4} y^4 + \dots \right) dy \\ &= \frac{P^2R^2}{2Et^2\pi^2e^2} \left[\frac{r}{3} \left(\frac{y}{r} \right)^3 + \frac{2r}{4} \left(\frac{y}{r} \right)^4 + \frac{3r}{5} \left(\frac{y}{r} \right)^5 + \dots \right]_{-(t/2+e)}^{t/2-e} \\ &= \frac{P^2}{2Et^2\pi^2} \frac{(1+\lambda)^2}{\lambda^2} \left\{ \frac{t^3(1+\lambda)^2}{2R^2} \left(\frac{1}{6} - \lambda \right) + \lambda^2 t(1-2\lambda) \right\} \dots \dots \dots (6) \end{aligned}$$

(b) 平試験片が曲げ荷重を受けた場合の変形エネルギー

V' を平試験片が曲げ荷重を受けた場合の断面 $A'B'$ における変形エネルギーとすれば

$$\begin{aligned} V' &= \frac{l'}{2E} \int_{-t'/2}^{t'/2} \sigma_x'^2 dy \\ &= \frac{l'}{2E} \left(\frac{3QL}{l't'^3} \right)^2 \int_{-t'/2}^{t'/2} y^2 dy \\ &= \frac{9Q^2L^2}{24El't'^3} \dots \dots \dots (7) \end{aligned}$$

(c) リングの圧壊値と等しい平試験片の圧折力
前節と同様に、繊維方向等の試験片の製造条件によつて決る係数 α' を用い、 V と V' とを (8) 式の如くおき、 $l=l'$ 、 $t=t'$ とし P と Q との関係式を求めれば

$$V = \alpha'^2 V' \dots \dots \dots (8)$$

$$\frac{P}{Q} = \frac{L\pi\lambda R}{(1+\lambda)t} \sqrt{\frac{3}{2\{t^2(1+\lambda)^2(1/6-\lambda)+2\lambda^2R^2(1-2\lambda)\}}} \alpha' \dots \dots \dots (9)$$

L, R, t の数値を代入すれば

$$\frac{P}{Q} = 0.890 \alpha' \dots \dots \dots (10)$$

いま (10) 式において $\alpha' = 1, 0.9, 0.8, 0.7, 0.6$ とおいてこれを図示すれば第5図の通りである。係数 α' と α' とが同一値であつても、変形エネルギーを考へて誘導した関係式の方が若干 P 軸側に傾いている。

(iii) リングの圧壊値と平試験片の圧折力との一般的関係

以上の如く誘導した P, Q の関係式 (5) 及び (10) の係数 α 及び α' を実測値に適合するように第5図により決定すれば次の通りである。

(a) 削出試験片では

(イ) 最大曲げ応力を考える時は

$$\alpha = 0.9 \therefore P = 0.7254Q$$

(ロ) 変形エネルギーを考えると

$$\alpha' = 0.8 \therefore P = 0.7120Q$$

(b) 鍛造試験片では

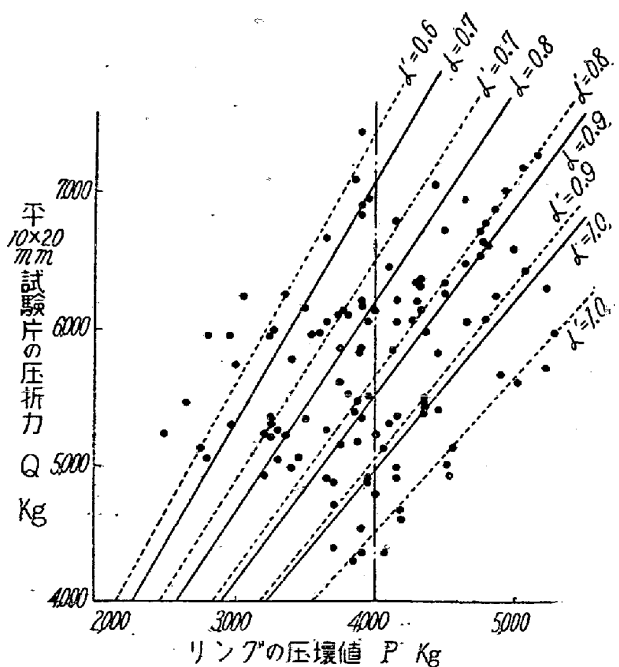
(イ) 最大曲げ応力を考える時は

$$\alpha = 0.7 \therefore P = 0.5642Q$$

(ロ) 変形エネルギーを考えると

$$\alpha' = 0.65 \therefore P = 0.5785Q$$

以上の結果を現場製品の統計結果に適用して見れば次の通りである。即第9図は約110チャージの製品鋼片に



第 9 図

つき、所定寸法のリング及び平試験片を鍛造によつて作製し、830~840°C 油焼入、130~150°C 焼戻後試験し、PとQとの関係を図示したものである。これによれば相当点がばらついているが、これに対しては $\alpha \doteq 0.85$ 、 $\alpha' \doteq 0.75$ ととるのが適当であつて、前記の如き唯1チャージの試験結果について出した α 、 α' の値では満足しないことを知る。なお削出試験片については更に点がばらつき、また JIS においても削出試験片については規定してないので、こゝでも鍛造試験片についてののみ言及するに止める。

$$\alpha = 0.85 \quad P = 0.6851Q$$

$$\alpha' = 0.75 \quad P = 0.6675Q$$

いま $P \doteq 0.6763Q$ ととれば

$$P = 4,000\text{kg} \text{ に対しては } Q = 5,916\text{kg} \doteq 6,000\text{kg}$$

故に JIS に規定された軸受鋼のリングの圧壊試験はかかる試験が必要ならばこれを更に簡単なる平10×20×長さ55mm 試験片の両支点間距離40mm の圧折試験に置換し、その圧折力の規格は6,000kg 以上とすることを提唱する。

V. リングの寸法と壓壊値との関係

軸受鋼のリングの圧壊試験において、リングの寸法と圧壊値との関係については、既に柏原氏⁹⁾が論じておられるので、こゝでは単に(1)式において柏原氏の如く $\sigma_0 = 148\text{kg/mm}^2$ とおき、肉厚10mm 一定とした場合の平均半径Rと圧壊値Pとの関係を計算すれば次の如くなること、実際に各種半径のリングを作製して実測して

平均半径 Rmm	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60
外半径 mm	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130
内半径 mm	20	30	40	50	60	70	80	90	100	110
壓壊値 Pkg	7440	6200	5230	4480	3975	3510	3150	2850	2675	2430

見ると、その絶対値は理論計算値よりかなり低いチャージ(例えば第1表 No.5)もあるが、リングの半径による圧壊値の変化に関しては概して理論的圧壊値の変化傾向に近似していることを附記するに止める。

しかし前に述べた Strain gauge による測定値が相当ばらついているのでも分る如く、 σ_0 を幾何にとるかによつて勿論前表の値は変る。また(6)式によつてもかかる関係は算出出来るが、こゝではVを幾何にとるかが σ_0 の場合より以上に問題であるのでこゝでは省略する。

VI. リングの壓壊値に及ぼす鋼片鍛延法等の影響

1) 削出リングと鍛造リングの圧壊値の比較

第1表 No.6 の $\phi 135\text{mm}$ 圧延材(完全焼鈍)より、外径80×内径60×高さ20mm 及び外径130×内径110×高さ20mm の2種の寸法のリングをそれぞれ削出及び鍛造によつて作製し、830°C 油焼入 150°C 焼戻後圧壊試験を行つた。その結果によれば鍛造リングの圧壊値は削出しリングのそれに比し、前者の寸法においては約13%、後者の寸法においては約10% 大なる値を示した。

2) 鍛鋼材及び圧延材より削出したリングの圧壊値の比較

第1表 No.7~12 の如く異なるチャージにつき実験した結果は省略し、No.13につき行つた比較試験結果は次の通りである。但し鍛鋼材は600kg 鋼塊をロールにて粗角6" に、更にハンマーにて $\phi 115\text{mm}$ に、次に旋削して $\phi 105\text{mm}$ にしたもので、圧延材は600kg 鋼塊をロールにて $\phi 125\text{mm}$ に、これを旋削して $\phi 115\text{mm}$ にしたものであつて、両者で僅かに寸法が異つてゐるが、そのための影響は余りないものと考えられる。

両者のマクロ組織を比較するとデンドライトの粗細に関してはこの場合は大差がないが、中心部の Porosity は圧延材の方が著しく多い。次に顕微鏡組織を検するに圧延材では断面の中心部は勿論半径の中央部附近においても Pin hole が多いが、鍛鋼材においては断面の中心部に僅かに認められるのみである。しかしこのチャージはC量が高いため粗大炭化物の析出が著しく、鋼片の中心部は勿論半径の中央部附近にまで相当に析出して

る点では両者間に大差がない。けだし Pin hole は鍛煉によつて相当に圧閉されても、粗大炭化物は粗角6" が $\phi 115\text{mm}$ になる程度の鍛煉(この間の鍛煉係数2.23)効果では余り影響を受けないものと考えられる。これらの鋼材より削出した標準寸法のリングの 830°C 油焼入 150°C 焼戻後の圧壊試験結果は鍛鋼材のは圧延材のに比し約18% 大であり、その他のチャージの試験結果を参照すれば約10% 以上大なることは確実であろう。

3) 水圧機による粗延の影響

第1表 No.14 なるチャージの1t 鋼塊を2本とり、1本は2,000t 水圧機で粗角8 $\frac{1}{2}$ " に粗延後 $\phi 150\text{mm}$ に圧延し他の1本は粗延を行わずして $\phi 150\text{mm}$ に圧延した。これらの鋼片の頭部(原鋼塊の頭部にあたる部

分), 中部, 底部よりマクロ試験片を切出してマクロ組織を比較したところ, 粗延によりマクロ組織はかなり微細になつていた。次にこれらの鋼片より標準寸法のリングを削出し 830°C 油焼入 150°C 焼戻して圧壊試験を行った結果によれば, 圧壊値は相当不規則にちらばつてゐるが, 概略的には粗延したものは, しないものに比し数%増加していると思われる。異なるチャージにつきかゝる粗延の影響を試験した場合も概して同様の結論を得た。

4) マクロ組織とリング圧壊値との関係

鋼材のマクロ組織とこれより削出したリングの圧壊値との間には関係がありそうに思われ数チャージにつき試験したが, これらではマクロ組織が異ると同時に他の条件(例えば化学成分)も異つてゐるので, この関係が判然としなかつた。ところが同一チャージであつてもマクロ組織の相当異なる鋼片を得たのでこれにつき試験した。

まず第1表 No.15 なるチャージにおいて, 頭部1, 中部1, 底部1及び頭部10, 中部10, 底部10の6個の試料でマクロ組織が非常に異つてゐる, 即ち中心部の porosity という点では頭部1, 中部10は多く, 底部1, 頭部10 底部10 はほとんど認められず, デンドライトは頭部10は非常に粗く頭部1, 中部1は微細である。これらのマクロ試験残材より外径125×内径105×高さ20mm及び外径80×内径60×高さ20mmリングを削出して830°C油焼入150°C焼戻して試験した結果は第2表の通りであつて, マクロ組織とリングの圧壊値との間には一元的な関係は認められなかつた。

第 2 表

No.	位置	外徑125×内徑105×高20mm リング		外徑80×内徑60×高20mm リング	
		焼戻 HRC	壓壊値 kg	焼戻 HRC	壓壊値 kg
15	頭部1	63.0	2650	63.0	2400
	中部1	63.2	1800	63.9	2400
	底部1	63.0	2300	63.3	3350
	頭部10	63.5	2000	63.4	2650
	中部10	63.2	1980	63.4	2300
	底部10	63.0	2200	63.7	2600

No.	位置	焼戻硬度 HRC	外徑80×内徑60×高20mm リングの壓壊値 kg	
			測定値	平均
16	頭部1	63.4	3850	3050
		63.4	2950	
		63.5	3350	
	頭部23	63.3	3500	3780
		62.9	3650	
		63.2	4200	

次に No.16 においては, デンドライトが頭部1は細かく頭部23は粗大である。これらより標準寸法のリングをそれぞれ3個づつ削出して試験した結果は前掲第2表に示す通りであつて, デンドライトの粗大なる頭部23の方が微細なる頭部1よりも圧壊値は大であつた。

以上同一チャージでもマクロ組織の異なるものにつき試験した結果では, マクロ組織のデンドライトの粗い方がリングの圧壊値は大きいか又は差がないようである。

VII. 總 括

以上述べたところを総括すれば次の通りである。

1) 軸受鋼のリング(標準寸法は外径80×内径60×高さ20mm)の圧壊試験に置換するに平試験片の圧折試験(平10×20×長さ×55mm, 両支点間距離40mm)をもつてする目的で, リング及び平試験片を削出し及び鍛造によつて作製したものにつき, 焼入及び焼戻温度を変え両試験を平行して行つて, リングの圧壊値Pと平試験片の圧折力Qとの実験的關係を求めた。

2) 次に試験片を完全弾性体と考えPとQとの間の關係式を理論的に求めた, 即ちリング或は平試験片の負荷点の断面における最大引張応力がこの材料の強さ以上となつた時に破壊するという考え方からは

$$P/Q \doteq 0.806 \cdot \alpha$$

同じく負荷点の断面における変形エネルギーがある値以上となつた時に破壊するという考え方からは

$$P/Q \doteq 0.890 \cdot \alpha'$$

なる關係式を得た, 但し α, α' は試験片の繊維方向等の如き製造条件によつて決る係数である。

3) これらの理論式が実測値によく適合するように係数 α, α' を決定するにあたり, 前項(1)の試験結果によつては, 削出試験片では $\alpha=0.9, \alpha'=0.8$, 鍛造試験片では $\alpha=0.7, \alpha'=0.65$ となるが, 製品鋼片約110チャージに關する鍛造試験片の統計的試験結果に対して考察すればむしろ $\alpha=0.85, \alpha'=0.75$ とするのが適している。しかるときは $P \doteq 0.6763 Q$ 故に $P=4,000\text{kg}$ に対しては $Q \doteq 6,000\text{kg}$, よつてリングの圧壊試験を平試験片の圧折試験で置換し, その圧折力は 6,000kg 以上とすることを提唱する。

4) 抵抗線式歪計を使用して上記係数 α を検討した。

5) 理論式より求めたリングの寸法と圧壊値との關係を実測値によつて検討した。

6) リングの圧壊値に及ぼす鋼片鍛造法等の影響を試験した結果, 鍛造リングの圧壊値は削出リングのそれに比し約 11~13% 大なること, 鍛鋼材より削出したリン

グの圧壊値は圧延材よりのそれに比し約 10~18% 大なること、水圧機により粗延した圧延材より削出したリングの圧壊値は粗延しないもの、それに比し数%大なること、同一チャージにおいてもマクロ組織のデンドライトの粗い鋼片より削出したリングの圧壊値の方が大きいか又は大差がないことが分つた。

終りに臨み本研究の発表を許可されたる大河原社長、

種々御指導下されし玉置研究部長並に村上先生、試料の調製その他で大変御世話になりました石原製鋼部長始め製鋼部の各位に厚く御礼申し上げます。又本研究は運輸研究所船舶構造部秋田好雄、田中信次郎の両氏の御援助に負う所多くここに紙上にて深甚の謝意を表します。尙実験の遂行にあたっては松本、中島、佐藤、倉林等の諸君の労を多とする次第である。(昭和 28 年 6 月寄稿)

Jominy 焼入性硬度曲線に生ずる異常性について

(昭和 28 年 4 月本會第 45 回講演大會にて講演)

河 井 泰 治*

SOME OBSERVATIONS ON ANOMALY SHAPES OF JOMINY HARDENABILITY CURVES

Taiji Kawai

Synopsis;

It is usual that a Jominy hardenability curve continuously decreases its hardness as the distance from the water-cooled end increases, however, sometimes abnormal hardness reverse appears especially in Jominy curves on low alloy steels containing carbide-forming elements and also in the case of plain high-carbon steels. The author made a number of observations on the relation between hardenability curves and microstructures along Jominy bars, and also investigated on the continuous cooling transformation and isothermal transformation diagrams of these steels. The results of observations were concluded as follows:

1. The anomaly of the hardness curve appeared both in Jominy curves and in the relation curves between hardness of isothermal decomposition products and transformation temperatures, only in the range where the intermediate transformation product and pearlite structure co-existed.

2. The hardness reverse was considered to be attributed to the discontinuity of hardness vs. transformation-temperature curves in pearlite and intermediate transformation ranges. And fine pearlite seemed rather harder than coarse bainite, although the formation temperature of the former was higher than that of the latter.

3. Alloying of carbide forming elements such as Cr, V, Mo etc. seemed to exaggerate the anomaly probable due to their influences on the shapes of S-curves and nature of carbide in pearlite, however, it could not be considered as essential reason, because plain high carbon steels also had such tendency.

4. In the end-quenched structure of plain high-carbon steels, intermediate transformation structure was also observed as well as in the isothermal transformation structure. The author considered that the more accurate study on the S-curves of plain carbon steels, which might indicate pearlite and intermediate transformations separately, would enable to explain the phenomenon.

* 住友金屬工業，製鋼所