

特殊鋼の分離抗張力と疲勞による耐久力に就て (I)

(日本鐵鋼協會 第 8 回講演大會講演)

高 瀬 孝 次

目 次

緒 論	
第 1 章 航空發動機部品の疲勞による破斷の實例と其狀況觀察	
第 2 章 破損發動機部品の金質調査概要	
第 3 章 脆性破斷機構の考察	
第 4 章 脆 性 各 論	
第 1 節 抗 張 脆 性	
其 1 丸棒による抗張脆性	
其 2 溝付抗張試験による分離抗張力	
I Cr 鋼	II Ni-Cr 鋼
III 100 _{kg} Ni-Cr 鋼	IV 6% Ni 鋼
(イ) 溝の底部を一定とし外徑を増す場合	
(ロ) 溝の角度を變化する場合	
其 3 負荷速度の變化による抗張力の影響	
其 4 疲勞破斷と分離破斷の關係	
其 5 推 論	
第 2 節 衝 撃 脆 性	
其 1 各種鋼の熱處理に依る衝擊値	
其 2 Charpy 衝擊試験片の破面に就て	
第 3 節 疲 勞 脆 性	
其 1 松村式疲勞試験	
其 2 Amsle Universal Hammer Machine による疲勞試験	
第 4 節 硬度、衝擊値、耐久力の關係	
第 5 章 W. Kuntze 氏の Trennfestigkeit の論說に就て	
結 論	
緒 論	

際して其設計上の基礎としての強度計算には靜力學的に研究されたる材料の抗力(多くの場合抗張力)を標準とし更に安心を得る爲に安全率と稱して結果を幾倍かする事に依つて吾人の豫測し難き危険性を補つて來る習慣になつてゐた。従つて安全率(Factor of Safety)に對し不明係數(Factor of Ignorance)と稱したのもも道理である。

然し乍ら最近航空機の發達に伴ひ、殊に航空發動機類の如く大馬力で運轉しあるものは其構成部品の出來得る限り輕き事を必要とするのみならず、その受くる荷重は殆んど總て靜荷重に非ずして動荷重なる結果所謂疲勞(Fatigue)によりて破壊を招き、從來の設計上計算して充分安全なりし値より遙に小なる荷重の累積によつて破壊し設計製作者をして困惑せしめる事が頗る多い。特に性能向上の爲に輕量なる事と強力に耐ゆる事を主眼とする航空機の取扱者には此點に注意を深くする必要がある。

本論文はかかる繰返動的荷重を受けたる材料が主に脆弱破斷面を呈して破壊する現象を基礎として觀察推論し更に深く研究して脆性(Brittleness)の根本的現象を明にして、理論と實際破斷との關係を結び、將來航空發動機類の如き運轉部分の材料撰定と設計上の基礎條件に就き説述せるものである。

從來各種機械類の主要部を構成する材料選定に

尙今日迄に於て諸材料の疲勞に関する研究が比

較的に進歩し乍ら未だ強度計算の基礎式に於ては異らず、従つて兩者の連絡をとり研究の結果を實地に應用し一層完全なる設計を遂行

鑄造 番號	分 析 成 分						備 考			
	C	Si	P	S	Ni	Cr	E	R	A	ρ
9057	0.31	0.25	0.012	0.021	2.53	0.75	84.8	93.6	13.5	12.8 (850° 油) 13.4 (600° 炭)
7985	0.34	0.24	0.015	0.022	2.71	0.75				
7998	0.28	0.18	0.015	0.019	2.65	0.78	80.3	86.5	16.1	14.4 (") 14.1 (")
7976	0.34	0.26	0.016	0.020	2.76	0.83				
規格	0.25~ 0.35	0.20~ 0.35	0.03 以下	0.03 以下	2.5~ 3.5	0.5~ 1.0	70 以上	80 以上	12 以上	12 以上

し得べく著者は此點に着眼して本論文を起草す。

第1章 航空發動機部品の疲労による 破斷の實例と其狀況觀察

從來航空發動機の故障の中に曲軸(Crankshaft)の故障に起因する事屢々である。近年折損に至らざるも疲労に依り龜裂を發生し之を分解の際に發見した實例も相當に多い。就中サルムソン230馬力發動機(Salmson z 9)の曲軸の場合に多い。今参考として同種發動機の曲軸折損又は龜裂を生じた實例に就き列擧して見る(使用時間及鑄造番號の明なものは記入す)。

發動機 番 號	使用 時間	故障 狀況	製造所	故障發 生場所	備 考
45		折損	N製造所	A學校	
205		同	同	N製造所	
273	436.45	龜裂	同	A學校	Charge No. 7935
262		同	同	同	" 4746
293		同	同	f 聯隊	
294		同	同	同	
190		同	同		Charge No. 7288
427	193.54	同	同	A學校	
383	298.24	同	同	同	
426	212.23	同	同	同	
262	411.35	同	同	同	
396	197.01	同	同	同	
325	294.55	同(小)	同	B聯隊	製作 13.4.1
493	281.35	同	同	同	" 15.7.30
492	269.41	同	同	同	" 15.9.19
489	320.21	同	同	同	" 15.7.7
360	548.34	同	同	同	" 13.8.27
329	496.47	同	同	同	" 13.4.18
1209	183.02	同	K製造所	同	" 昭2.1.16
1208	202.03	同	同	同	" 大15.12.15
1238	107.04	同 (約半周)	同	同	" 昭2.6.14

今之等折損又は龜裂發生せる若干曲軸の鑄造番號の明なるものに就き調査したる分析成分竝に檢

査成績としての物理的性質を示すときは上表の如く皆規格には合格してゐる。

之等發動機の使用狀況を調査するに稍過負荷の狀態に在るものゝ如く、例へば明野飛行學校に於ては從來より空中戰鬥動作を行ひ又飛行第2聯隊に於ても昭和5年10月以後空中戰鬥教育を重視し、爲に發動機の回轉數も(常用1,550r.p.m.以下)大なる外激變動作多く、曲軸負荷の急變に伴ひ金質の疲労速に來り尙曲軸の横及捻轉の振動も大なる爲と思はれる。

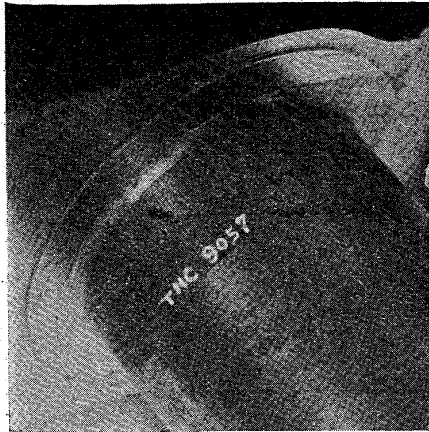
何れの場合にも龜裂又は折損箇所は同一で之を電磁式探傷器に依つて發見した。龜裂は附圖 No. 1 (肉眼にて見たもの)に於ては肉眼にて容易に發見し得られざるも細粉狀態の鐵粉の撒布により附圖 No. 2, No. 3, No. 4, No. 5 の如く明瞭に認めらる。

附圖 No. 6, No. 7 は折損狀況を示し前者はγの基點より龜裂を生じ貝殻狀に内部に龜裂浸入し最後の破斷に至る。附圖 No. 7 に於ては楔溝底よりプロペラの回轉に依り捻ぢ切れたる狀況を示す。

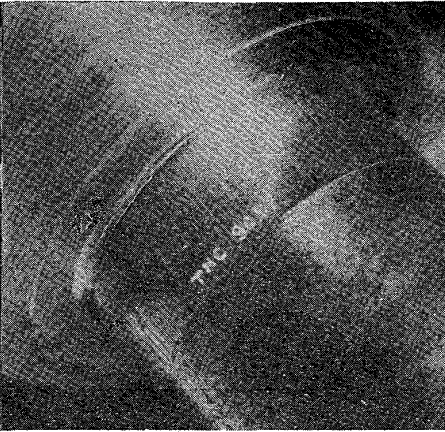
附圖 No. 8 は佛國に於て同様破斷したる曲軸の破斷面の疲労により龜裂の進行狀態を窺知し得べく、附圖 No. 9 は佛國 Salmson 發動機の楔溝底より生じた龜裂の狀況を示してある。

附圖 No. 10 は最初如斯龜裂の極めて小なるものを附圖 No. 12 の探傷器によりて發見した狀況

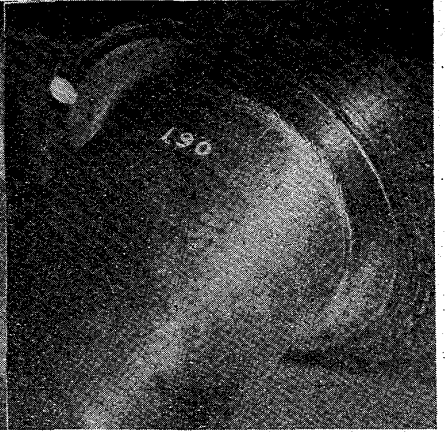
附圖 No. 1



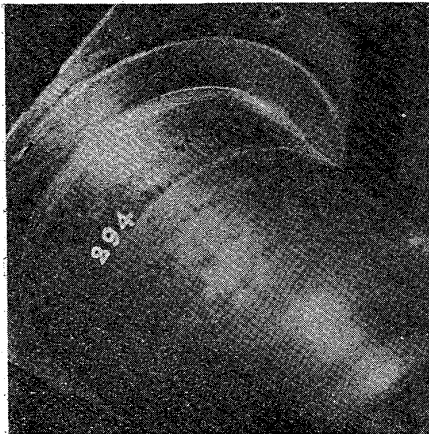
附圖 No. 2



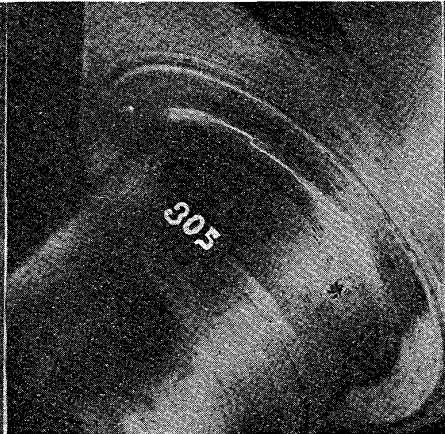
附圖 No. 3



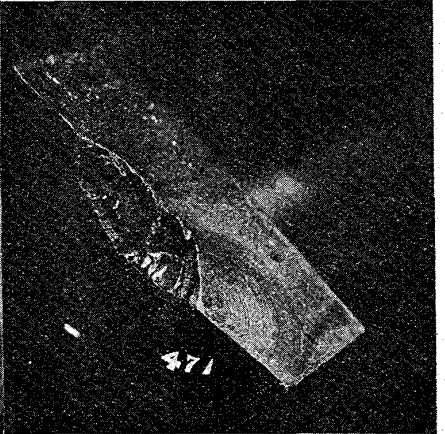
附圖 No. 4



附圖 No. 5



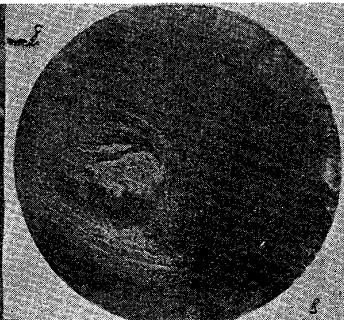
附圖 No. 6



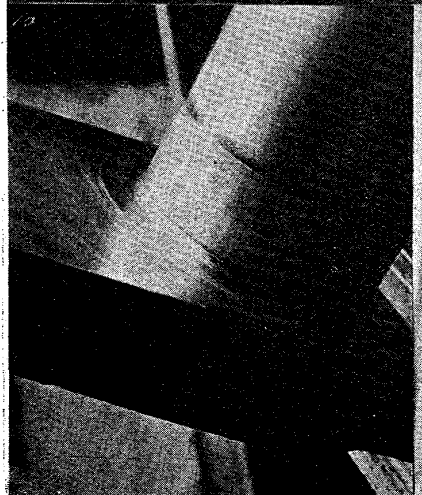
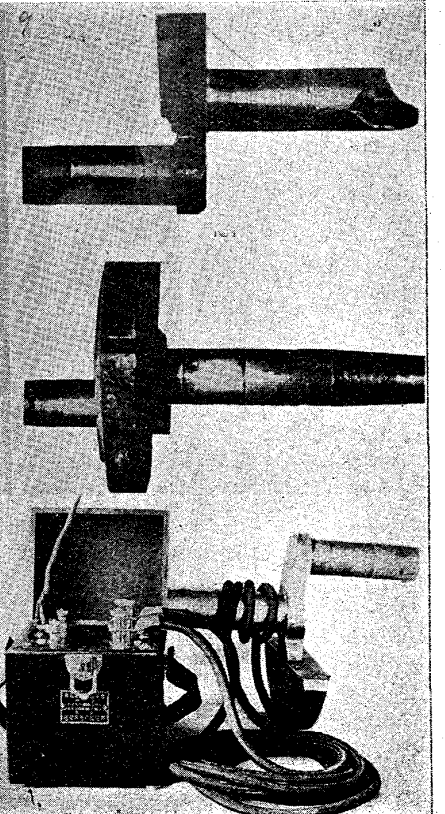
附圖 No. 7



附圖 No. 8



附圖 No. 9



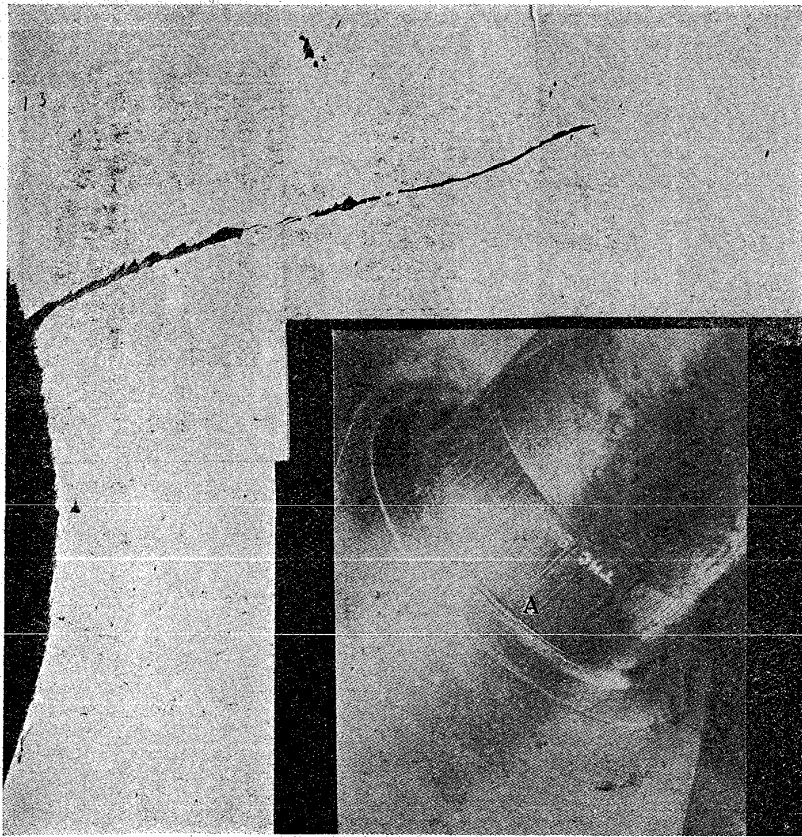
附圖 No. 10

附圖 No. 11

附圖 No. 12

であつて、之れが地上運轉を繼續する事により如何なる状態迄進捗するかを見る爲め次に 30 時間 1,550r.p.m. の下に運轉したる後分解點檢したるに、その龜裂狀況は附圖 No. 11 に示す通り龜裂は其數を増し、前に認めたものは大さと深さを擴大した事は明である。更に之を數 10 時間追加運轉する事により一層進行し遂に破損に至る筈なるも龜裂發生後幾時間にして折損に至るやは興味あることと思ふ。

附圖 No. 13 A 部断面



附圖 No. 13 は某發動機(製鋼番號 9075)曲軸の龜裂發生局部を折斷し龜裂の内部侵入狀況と其深さを明にせるもので、之に依つて見る時は大なる龜裂の發生箇所は旋盤の仕上の粗なる部位より始り次第に深く進行しある狀況を窺知し得られ深さは約 3mm であるから約 600mm の長さとなつてゐる(倍率 200)。

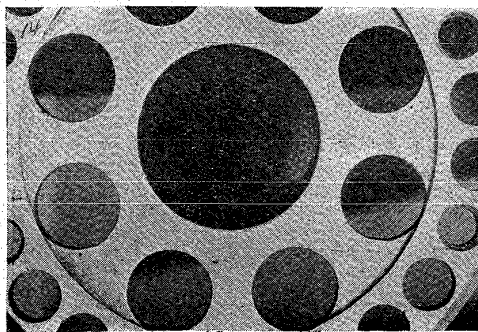
又大なる龜裂と平行に 2 箇の龜裂の發生を見受けられるが何れも何等か表面の弱點を狙つて先づ

該部に所謂分離作用(即ち Trennung 後述)を惹起しあつて、從來 Slip 又は Glide と稱せられたる現象は多くの場合 Trennung によると考へるのを至當と考へる。依つて以下之が説明を詳細に論議する積である。

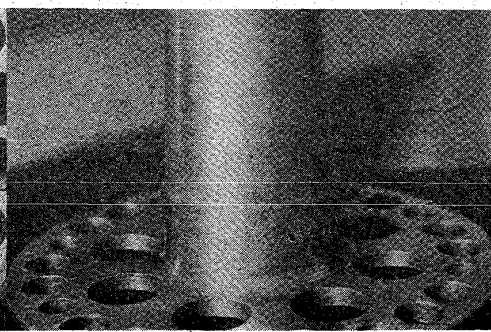
附圖 No. 14 は某發動機が地上運轉の際(運轉時間約 70 時間)に生じたるプロペラボスの龜裂であつて、肉抜孔より發生し螺旋狀に進行しプロペラ尖端の方向に大なる龜裂として現れ其狀況は附圖 No. 15 に示す。

之等の狀況より判斷するも龜裂は振動其の他の繰返應力の爲に局部に分離(Trennung)現象を惹起して先づ龜裂の先端となり、一度發生後は該部に

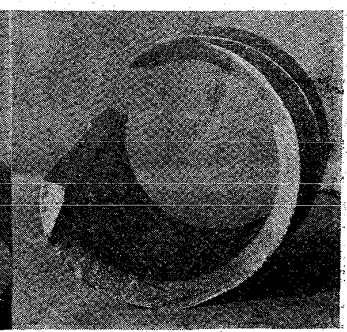
附圖 No. 14



附圖 No. 15



附圖 No. 16



notcheffect が作用して應力の集中となり漸次龜裂を進行せしむるに至る。

尙此外イスパノ 450 馬力發動機（佛國製 410, 151 號）は運輸後分解せしに第 4 曲臂軸に附圖に示す様な極めて大なる龜裂を發見した。又ロレーヌ 400 馬力曲軸も折損せし實例がある。其他ベ、エム、ベ連接桿（Connecting rod）や前記イスパノ、サルムソン等各種發動機連接桿の折損せる實例があつて之等の故障の殆んど總ては疲労による龜裂又は破損であつて實用上耐久性の充分でない事を證明してゐる。併し之等使用鋼材の金質調査の結果は次章に於て述べるが所謂規格では殆んど合格であつて而も如斯破損する事は何を物語るものであるか、吾人は茲に從來の設計々算方程式に缺陷ある事を指摘し、且根本的疲労破斷の原因を探究し強度計算の指針を得んとするものである。

第 2 章 破損發動機部品の 金質調査概要

其 1 サルムソン 230 馬力曲軸。

一例として破損した曲軸 2, 3 に就き規格に示す様な試験を行ひたる結果は次の通りである。

分析試験成績

區分	分析成分						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
1.	0.34	0.28	0.32	0.03	0.03	2.55	0.73
2	0.23	0.23	0.36	0.017	0.023	2.64	0.82
3	0.33	0.37	0.39	0.023	0.037	2.72	0.73
規格	0.25~0.35	0.20~0.35	0.50 以下	0.03 以下	0.03 以下	2.5~3.5	0.5~1.0

物理的試験成績

區分	降伏點 kg/mm ²	抗張力 kg/mm ²	伸、% t=δ/2√A	斷面收縮、% 縮	衝擊值 kgm/cm ²	ブリネ 硬度
1. A	—	80.8	14.5	40.7	12.23	245.6
B	—	80.7	15.2	40.0		
C	—	80.8	14.0	39.9		
3. A	66.1	81.0	19.6	—	10.65	平均 235
B	65.4	81.3	18.4	—	6.3	
C	66.1	80.6	20.0	—	11.40	

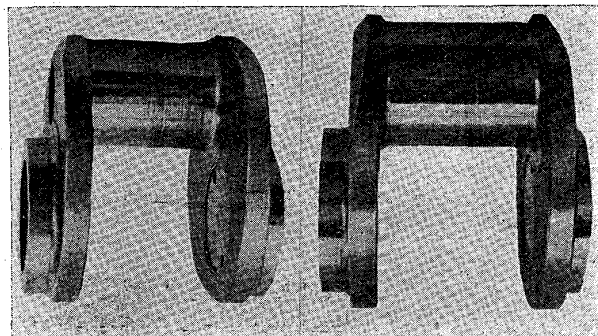
之等成績に徴すれば概ね規格の範囲内に在る事は認めらるゝも抗張力其他に於ては要求の最下限に在る事と檢鏡的に鋼滓を見る時は稍其量多く且組織は最靱性大なる Sorbite 状であるのは焼戻温度の 650°C 附近に在るものと推定される。かかる状態に在るものは耐久限界が低い（後述）。

其 2 イスパノ 450 馬力曲軸（佛國製 41,015 號）

本曲軸は附圖 No. 17a, No. 17b に示す様に極めて大なる龜裂を發見したもので、本鋼を切斷

附圖 No. 17 a

附圖 No. 17 b



し金質試験を行つた結果から推定する時は、本曲軸の第 4 曲臂軸の局部に弱點を見出し該部を起點として捻廻、屈撓による震動疲労により龜裂を生じたるものを認められる。尙本鋼は檢鏡的には鋼滓竝に氣泡の含有稍多く、之れが爲に比較的速に疲労せしものと思惟される。本鋼は佛國 Jacob Holzer 會社 CN₅ 鋼である。

試験の結果分析及機械的性質次の通りである。

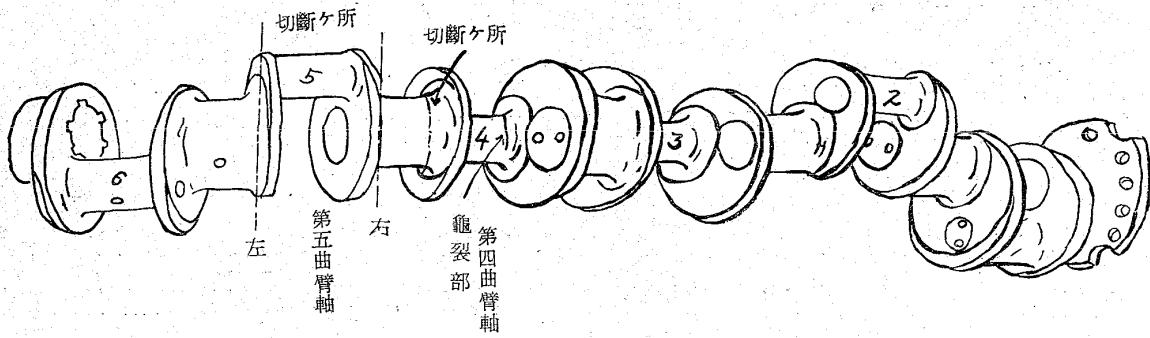
分析試験成績

區分	分析成分						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
分析成績	0.37	0.19	0.23	0.018	0.023	2.60	0.81
NC ₁ 規格	0.3~0.4	0.30 以下	0.20~0.60	0.035 以下	0.035 以下	2.75~3.25	0.70~1.0

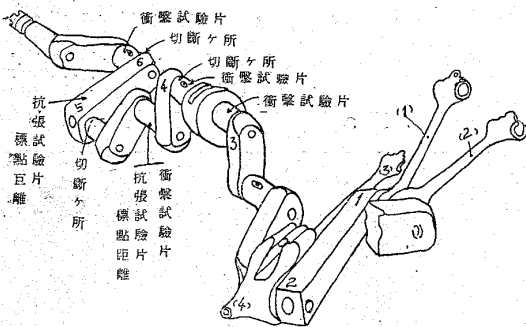
本曲軸を附圖 No. 19 に示す様な位置から試験片を採取して試験した物理的性質は次の通りである。

附圖 NO. 18.

イスパノ450馬力發動機曲軸



附圖 NO. 19 コレーヌ400馬力發動機曲軸



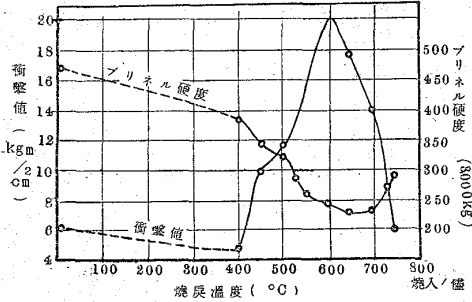
分析試験

區分	分析成分						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
破損曲軸	0.30	0.24	0.43	0.03	0.02	2.75	0.88
規格	0.25~0.35	0.20~0.30	0.50以下	0.03以下	0.03以下	2.5~3.5	0.75~1.0

機械的試験

試験片採取區分	抗張力 kg/mm^2	伸 %		断面收縮 %	衝擊值 kgm/cm^2	プリネ硬度
		$l=8.2\sqrt{A}$	$l=4\sqrt{A}$			
A	90.0	13.5	21.6	33.7	10.82	271
B	89.2	11.0	17.1	29.9		
C	88.1	13.0	21.6	30.4		
D	83.3	14.0	21.6	32.4		
A	90.5	16.0	19.4	35.0	9以上	徑 3.6~3.8
B	88.4	17.0	22.6	36.3		
C	89.2	17.0	22.6	36.0		
規格	80~95	10以上				

附圖 NO. 20 焼入温度による硬度と衝擊値の關係



物理的性質

區分	抗張力 kg/mm^2	伸 % $l=6.5\sqrt{A}$	断面收縮 %	衝擊值 kgm/cm^2	プリネ硬度
最小、	90.25~	13.04~	33.5~	10.0~	268~
最大値	94.2	18.2	57.7	15.4	285
規格	90以上	17以上 $(l=8.2\sqrt{A})$	50以上	9以上	250~320

本鋼の龜裂局部に近く相當大なる鋼滓竝に氣泡を發見し得られた事より推察する時は該部に金質上の弱點の潜在してゐて事は認められるが、一方曲軸の性能の現況から見る時は尙本曲軸鋼として上記の要求では強靱性に於て乏しいものと思はれる。

共3 コレーヌ400馬力發動機曲軸。

本曲軸の折損せしことは海軍にて數回その例を

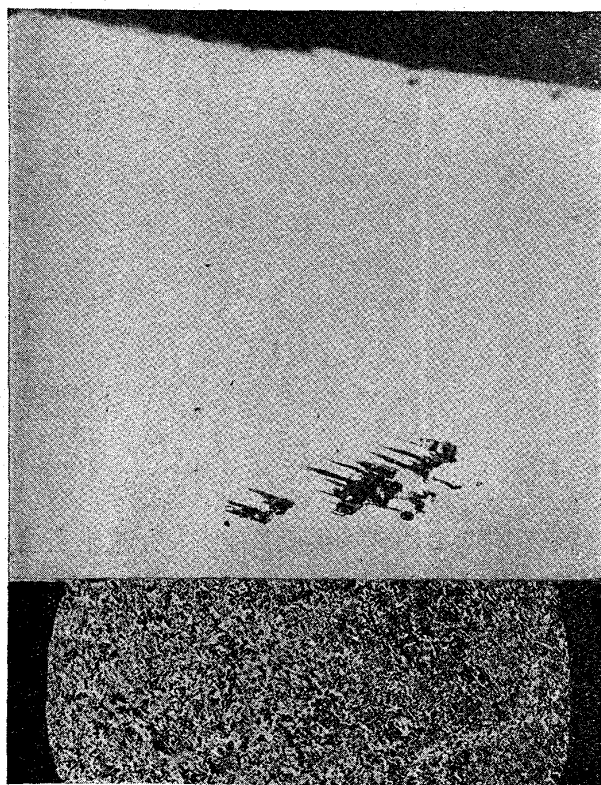
聞くが陸軍では始めてゐる。本鋼も同様佛國式の Ni-Cr 鋼であつて金質試験の結果は次に示す様に規格に合格しある故に勿論直接破斷の原因は他の構造上(例へば給油装置の如き)から來てゐるものと考へられる。併し本故障の様な重大な結果を來す事は一方金質上の必要條件の不十分であることを示してゐる。破損の外觀は附圖 No. 20 に示す通りである。

尙參考の爲本鋼に對し焼入を施し後焼戻温度の變化による衝擊値と硬度の變化を試験して見た。其結果は附圖 No. 21 に示してある。即ち次に此關係を記す。

熱處理	衝擊値 kgm/cm ²	ブリネル 硬度	備考
常態	10.82	271	現品より採取す
焼入 850°C 焼戻せず	6.31	475	
" 焼戻 400°	4.89	383	
" " 450°	10.56	347	
" " 500°	11.81	326	
" " 550°	15.72	263	
" " 600°	20.35	249	
" " 650°	17.99	232	
" " 700°	14.15	236	
" " 750°	6.15	294	

此結果から見ると本曲軸の熱處理は約 500°C 乃至 550°C に於て焼戻してある。

附圖 No. 21



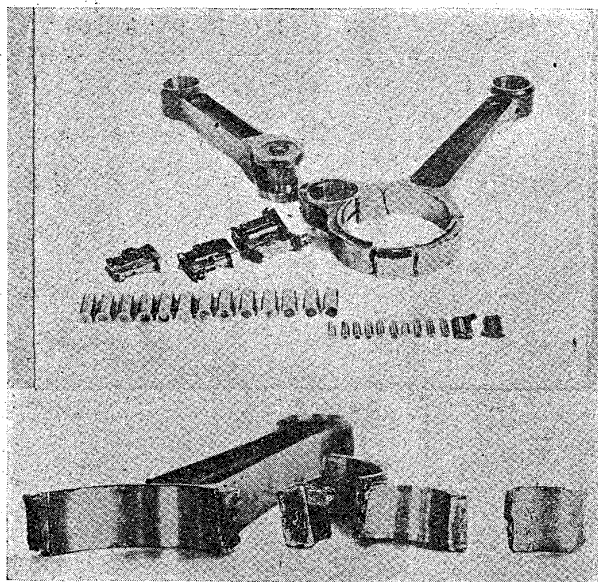
附圖 No. 22

鏡的に鋼滓をしらべた結果は附圖 No. 22 に示す様に稍大きな鋼滓及瑕疵が認められ恐らく之等弱點を起點として漸時疲労し龜裂を生じ遂に破損するに至つたものと思ふ。組織は附圖 No. 23 に見る様に Sorbite 状である。

其 4 べ、エム、べ 450 馬力發動機連接桿、BMW VI 型發動機 (6,008 號) が地上運轉の際に折損した連接桿の金質竝に機械的性質を試験

した結果を記すこととする。

附圖 No. 23



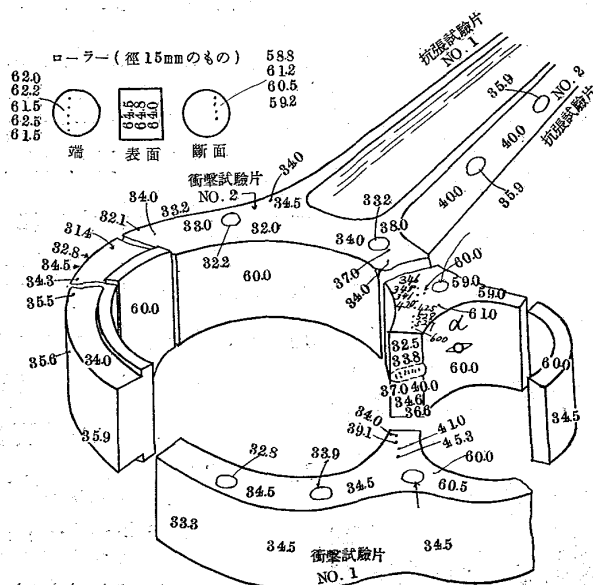
附圖 No. 24

破損の外観は附圖 No. 24, No. 25 に示す通りで其景況は恰も木材の破断面に類似し纖維状である。

附圖 No. 25

BMW 450 馬力連接桿の硬化狀況並に硬度分布圖 (破損品の略々)

圖中 陰翳部は硬化されたる部分を示し圖内の數字はブリネル硬度數を、又普通の數字はロックウェル硬度を表はす。



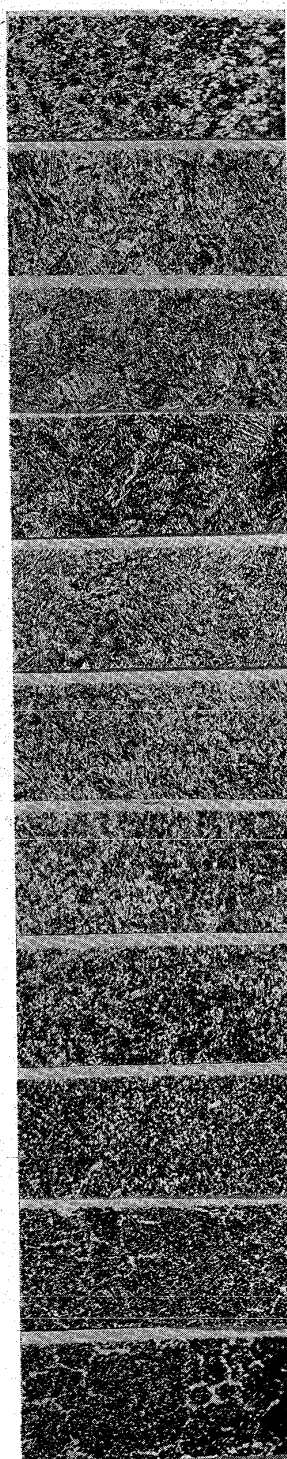
分析試験

分析成分

區分	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
BMW曲軸	0.14	0.25	0.43	0.010	0.024	2.69	0.93
規格	0.08~0.10	0.10~0.50	0.03	以下	以下	3.0~0.9	1.1

硬度分布の状況は附圖 No. 26 に示す。圖中陰翳部は硬化部であつて表面のロックウェル C 硬度

附圖 No. 26

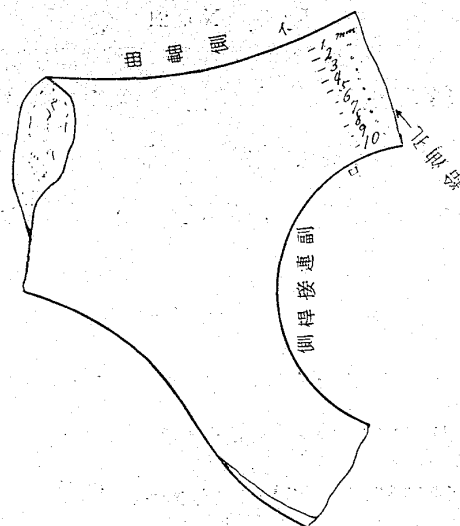
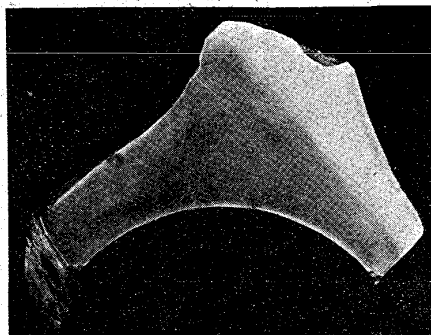


位置	ロックウェル C 硬度
1mm	55.6
2mm	54.6
3mm	50.0
4mm	44.6
5mm	39.8
6mm	39.2
7mm	36.7
8mm	37.7
9mm	41.1
10mm	44.5
口端	53.0
	57.1
	59.8
	59.9
	60.0
	59.2

は約 60 で其断面の硬化されざる部は 34~36 の範囲にある。尙ローラー表面のロックウェル C 硬度は 62~65 の範囲にあつて硬度は稍高い。附圖 No. 25 の α 部分の滲炭状況を詳細に檢したる結果附圖 No. 27 に示す様に滲炭の深さは約 1.0mm でロックウェル C 硬度は約 55 で前に比し若干硬度低く

附圖 No. 27

附圖 No. 25 の α 部に於ける滲炭状況、顯微鏡寫眞竝に硬度の分布状況。



3.0mm 附近では全々硬化し非ず。反之副連接桿軸承側面では 4~5mm 附近迄硬化され全體としては幾分脆性を増してゐると稱せらる。又各深さ毎に金質組織の状況も明であるが滲炭による硬化状態は充分であるとは稱し難い。

抗張試験：——附圖 No. 26 に示す位置から抗張試験片 2 個を採取して求めた成績は次の通りである。

區分	試験片寸法	降伏點 kg/mm ²	抗張力 kg/mm ²	伸 % l=40
1	3.48×18.1	111.0	128.6	11.3
2	3.48×18.1	113.0	129.0	11.8
規格		75以上	90以上	10以上

衝撃並に硬度試験：——附圖 No. 26 により衝撃試験片 4 個を採取して衝撃値と硬度を測定した其結果は次の通りである。

区分	衝撃値 kgm/cm ²	ブリネル硬度	ロックウェル C 硬度
A ₁	10.8	360,313,311,299	28.5~33.8
A ₂	14.3	321,294	30.3~34.1
B ₁	11.9	326,322,302,285	29.0~33.8
B ₂	11.8	2.9,283	28.9~33.0
規格	8.0以上		

衝撃試験片の破面には肉眼的に鋼滓又は気泡に起因する疵多く見受けられる。

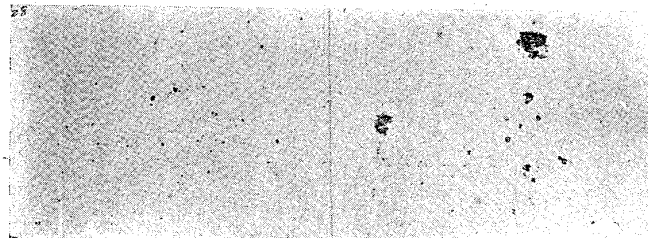
検鏡試験：——鋼滓の量は最少き部分と雖も附圖 No. 28 に示す様に多く更に附圖 No. 29 に示す程度の鋼滓は到る處に存在しあり。殊に附圖 No. 30 乃至 No. 34 は主副連接桿境の油溝部分断面の龜裂進歩の状況を明瞭に示すものと考へられ、本故障の最初の誘發點は恐らく如斯き状況の下に龜裂を發生して遂に折損に至つたものと思はれる。

以上諸試験の結果より総合的に推察するに本故障の原因の一としては當然金質上の缺陷に歸する事が出来る。即先づ轉軸承部で一部轉子が運轉中磨滅

壓痕を生じ主副連接桿境界の溝部の弱點を求め疲労による龜裂を先づ誘發し、鋼滓、気泡等の缺點を連結する事によつて遂に破壊に導いたものであ

附圖 No. 28

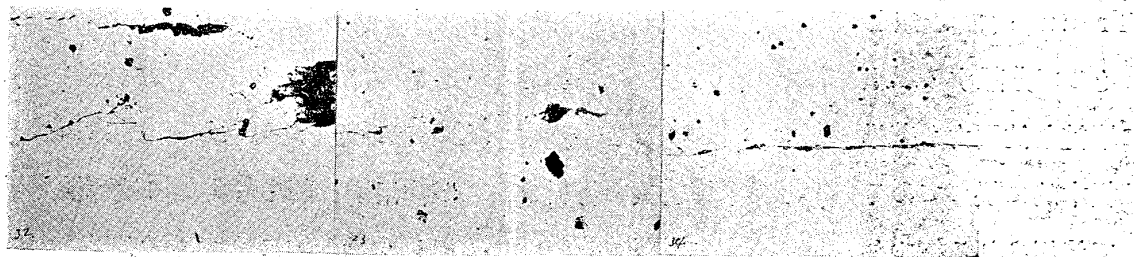
附圖 No. 29



附圖 No. 31

附圖 No. 33

附圖 No. 34



る。

其 5 べ、エム、ベ改造 6 型發動機プロペラ、ハブ。

本發動機は地上運轉によつて約 70 時間目に發見せられた龜裂であつて肉抜孔より始り螺旋狀に龜裂の進歩せるを見受けらる。同じ位置の他の肉抜孔より龜裂の徵候を見る。

本鋼品は 14,184 なる製鋼番號を有する Ni-Cr 鋼であつて納入検査では次の様な成績を有し

分析試験

区分	分析成分						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
分析成績	0.36	0.27	0.35	0.015	0.016	2.80	0.82
規格	0.30~0.40	0.20~0.40	0.25~0.50	0.03 以下	0.03 以下	2.50~3.00	0.50~1.00

機械的試験

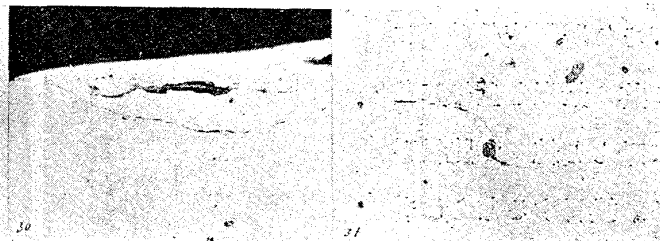
区分	降伏點 kg/mm ²	抗張力 kg/mm ²	伸%	衝撃値 kgm/cm ²	ブリネル 硬度 mm	熱處理
成績	84.8	96.5	15.0	14.3	3.66	焼入 850°C 油中 焼戻 600°C 油冷
	84.2	95.2	15.0	14.0		
規格	70 以上	80 以上	12 以上	12 以上	3.84~3.41	焼入 850°C 油中 戻 600~650°C 油冷

てゐる。

破損品の熱處理は 830°C にて油中焼入後 650°C 油焼戻を施してあり、ブリネル硬度は附圖 No. 35

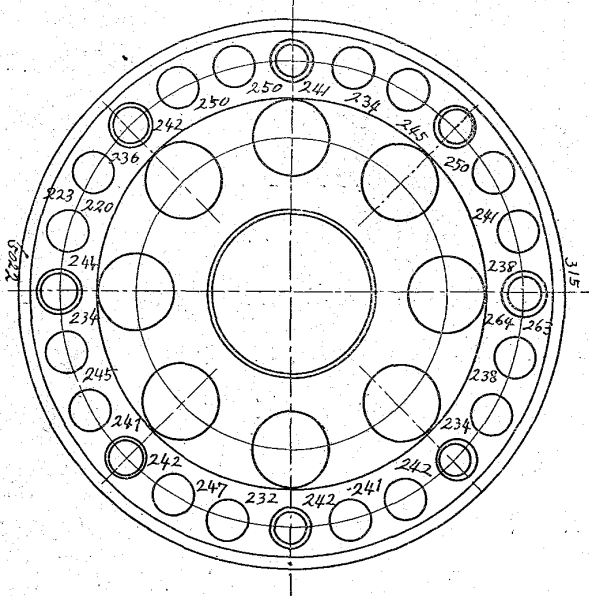
附圖 No. 30

附圖 No. 31



附圖 No. 35

BMW 改造 6 型プロペラボス金具硬度分布圖
龜裂の位置並ブリネル硬度數を示す



に示す通り平均徑 3.91 mm ある。即ちブリネル硬度數で 240 であつて之を抗張力に換算する時は約 82 kg/mm^2 (240×0.34) となる。

本鋼は上記熱處理狀態では過軟であつて耐久性薄弱なる感あり、少くとも燒戻溫度は 600°C 迄に止めるを安全と認めらる。

以上其 1 乃至其 5 迄の破斷實例と其金質調査の概況より航空發動機類の故障又は破損の總ては繰返應力の震動的に負荷された場合の結果として惹起され所謂疲勞破斷に至るのが普通である。而して其の景況を些細に觀察するならば其處に共通的に殆んど總てが脆性破斷とも名付くべき狀態に在る。換言するならば普通行はれる靜力的試験の場合に起る様な粘性變形を伴ふことなく分離 (Trennung) 現象を呈して居る。

そこで分離する以上は從來の如く強度の計算等に單純な抗張力を基準として設計の基礎とする事は根本的に誤つてゐる。即ち發動機構成の材料として使用される鋼の如き粘性大なる材料も疲勞抗

力としての安全性を確保するには單純な從來の抗張力を其儘採用せず、分離抗張力 (Trennfestigkeit) を基準として採り、更に各局部の安全を期する爲に若干の安全率 (比較的小なる) をとることに依つて震動又は notch effect をも加味した完全な計算方式を建てられるものと思ふ。以下著者は順を追ふて上記 Trennung と其設計上疲勞限界を考慮に入れた完全と思はれる方式に就き論及するものである。

第 3 章 脆性破斷機構の考察

脆いと稱せられる材料の狀態は明確ではないが破斷の際に所謂脆弱破面を呈するもの總てが脆弱な材料でない事は明である。然らば「脆い」とは如何なる狀態が其本質に就て究めるに次の定義を下し得られると思ふ。

『脆性 (Brittleness, Sprödigkeit) とは總ての材料に現はれる性狀であつて、該材料を構成する結晶又は Grain の破斷する際に變形又は迂りの少き狀態を云ふ』。

但、脆性の程度を比較するに變形又は迂りの度合を以てする事は適當ではない。何となれば同一質の物でも形狀と狀態を變ずる事に依つて著しく變形又は迂りの度合を異にするからである。換言すれば「脆い」とは現象であつて本質ではない。例へば普通最も粘性大なりと認めてゐる鉛や護謨でも、少し低溫度で凝固した場合衝擊的には脆弱であつても靜力的に力を加へる時は變形極めて大となる。

鋼の様な粘靱性の大きな材料の破斷の場合之を些細に觀察する時は局部的に過負荷 (Overload) が作用す、即ち靜力的には彈性界以上の荷重が作用し、動力的には疲勞限界以上の荷重が繰返され

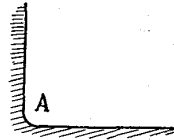
て先づ一部分が平衡を破つて龜裂となり、遂に破斷に到達するのである。今或部品の局部を想像し、例へば曲軸の γ の部分又は機構の底部等には全體として小なる負荷状態にあつても局部には極めて大きな荷重が集中し此部分の Grain の局部に分離 (Trennung) を惹起し、又は迂りを生じ之が大となつて龜裂を形成し、之が深さを増して遂に破斷に到達す。此龜裂の起點は 1ヶ所にのみ起らず之に平行に數條起り互に連結し漸次擴大することもある。鍍盤仕上の不充分な爲に耐久限界 (耐久力) に差のあるは之を精細に觀察すれば同様の理由で、疵の底に内力の集中を見るからである。

靜力的抗張試験でも分る通り鋼の様に粘靱性の材料でも Shear によつて Grain の迂りを生ずる場合には變形を伴つて破斷するものと、Grain と Grain との結合力、換言すれば三元張力 (Triple Tension) によつて Slip を許さない状態の分離による場合とがある。前者の場合は Sorbitic Structure, Austenitic Structure 又は Ferrite の如き状態に起り易く後者の場合は脆性大なりと稱せられる Martensite, Cementite 又は Cementite の混入せる double carbide 及 slag, Blow-hole の如き疵の存在する場合に起り易い。

而て前者は Grain の變形又は變位と共に生ずるが、後者は永久飽和變形状態 (彈性界以内の荷重を繰返し負荷することに依り永久變形の飽和せし状態) の後局部分子間に何等の變形なく直に切斷するものである。

多くの疲勞又は震動的荷重による破斷の景況から見ると後者の場合に類似した状態が多い。

今かゝる分子破斷の現象を論ずれば、例へば A 點に於て最大内力より誘發される内力が前述の絶對脆性抗張力 (Trennfestigkeit) 以上の場合は勿論危険であつて、之が破斷の第一歩となるものと想像するのは難くはない。



かゝる溝又は γ の底に誘發される内力は光彈性装置等で最大内力を決定されるが、併し絶對的に脆性状態の結合力 (Trennfestigkeit) は他の方法で求めた上 A 點の分離抗張力なるものが決定される。

従來構成材料の靱性なる事 (伸、斷面收縮率等の大) を必要條件として要求したのは加工上の難易を考慮したる結果ではあるが使用上の疲勞並に震動的耐久性の點から見れば或程度以上の靱性粘性は却つて不利ではなからうか、此點に就いて本論に於て後述することとする。反之、強硬にて粘性乏しき材料に於ては局部に生ずる分離破斷限界が高く却つて安全な事は推察に難くはないが極端に大きな衝撃を受けた場合又は一度龜裂を生じた後は安全性は乏しくなることも想像される。

第4章 脆性各論

材料の破斷現象は變形、變位、分離の作用を伴ふを普通とするが變形と變位を極小ならしめて破斷する現象を分離 (Trennung) と名付ける。一般疲勞による破斷は多くは分離破斷現象による事が多い故に今疲勞による抗力計算の基礎として此分離抗張力に就いて考慮するを適當と認め研究せし結果を論じ、併せて斯くの如き破斷を脆性破斷と名付けるならば以下順を追ふて各種機械的試験の結果の脆性の各種の場合に就き論及することとする。

第1節 抗張脆性

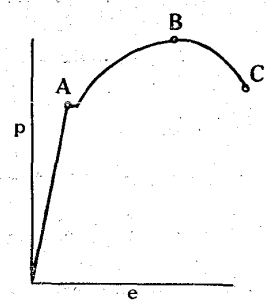
其1 丸棒による抗張脆性 最普通行はれてゐる丸棒による抗張試験の現象も之を精細に観察する時は様々の状況を看取出来る。今所謂脆いと稱せられる鋼の丸棒抗張試験片による破面を見るに所謂中心部には脆性破面を呈し、周囲には粘性破面として絹絲狀光澤部分がある。前者は Slip 又は Shear のない破面で後者は Slip 又は Shear の多い破面である。本現象に對して B. H. Haigh 氏が1930年9月發表せられた論旨を摘録し以下著者の説と對照論議することとする。即ち B. H. Haigh 氏は其抗張試験片中央破斷部は三元張力 (Triple tension) が作用する結果であつて、この部は Slip によることなく即ち分離的作用によるものでその爲に斯く脆性破面となるものである、即換言すれば局部は迂りを生ぜず垂直の方向に切離すると見るのである。

反之、周囲の部分が所謂粘性破面 (Ductile Fracture) を呈するのは、Slip, Glide 又は Shear の現象を供ふからである。即ち切線方向に極限切線内力を超過したものと考へる。故に脆性破斷部は分離するためには垂直力が極限内力を垂直方向に超過し切線方向には却つて極限切線内力以下であると考へる。外側部分では絞搾 (Contraction) に基く外周の Curvature に反對に反轉せんとすると同時に内部よりの粘着性 (Adhesion) に障げられんとする結果三元張力が中央部に惹起され脆性破面を呈し従つて外側には Cup and Cone の 45° に傾斜せる部分を作る事となるものと思惟される。而して中央部が先に破斷する現象の説明は假に兩片を粘性物質で結合した場合には Cup and Cone の部分は完全に密着す

るに反し中央部は僅に離れてゐる事から推定される。脆い材料は Cup の部分の少い場合を言ひ且垂直力が極限垂直力以上に達しない前には絞搾を惹起しないのであると。

抗張試験の脆性破斷面の徑と最小絞搾斷面の徑との差は所謂 Slip せる Cup and Cone の部分であつて鋼の種類と焼戻温度に依つて異つてゐる。此状況の一例は附圖 No. 36 の曲線に示してある通り焼戻温度 650°C では最小絞搾部分の徑は最小であるにも拘らず脆性破斷面の徑は 700°C 焼戻の場合が 650°C の場合よりも大である。之から見ると 650°C の場合は最粘靱性が大で 700°C では眞の意味に於て脆性を増した事になる。

此の試験で知る事は焼戻温度 150°C 迄は脆性破面の徑は餘り差無きに拘らず最小絞搾部の徑は 150°C 迄相當に減じてゐることである。即ち斷面收縮は該温度に於て最顯著であるが夫れは Cup と Cone の外周部の迂りが大きいと云ふことである。今上記の現象を Stress-Strain 曲線圖によつて説明すると、左圖 A 點迄は外周部の彈性的全延伸であつて、こゝで始めて力の平衡を失ふ、即ち最初の Slip を始める點と見做され夫れ以上は Slip が漸時全般に亘つて進行し B 點に到達すると著しく Slip が大となり脆性破面となるべき中心部分が平衡を破つて破斷するのは C 點附近である。即ち中心部が最初に切斷すると云ふ Haigh 氏の説に一致する。C 點附近では未だ外周部の密着した残部の爲に全部が離れず一部分が支へてゐる爲に荷重の降下を來し遂に外周が完全に Slip



し盡して後離れるものと推斷される。此様に論ずると後に述べる溝付け抗張試験の場合の脆性破斷の現象とも比較し得られるものと思ふ。即最小徑の斷面積で最大荷重を割つて得られた平均抗張力は次に示す様な値になる。

焼戻温度	500°C	550°C	600°C	650°C	700°C
最小徑 (1)	7.42	7.00	6.60	6.31	6.35
(mm) (2)	6.93	7.09	6.67	6.27	6.71
最大荷重 (1)	10,890	10,610	9,440	8,700	7,780
(kg) (2)	10,960	10,600	9,240	8,375	7,650
最小徑の斷面積で割つた抗張力 kg/mm^2 (1)	253	272	276	278	246
(2)	292	270	265	272	217

この様にして求められた價は從來慣用の抗張力より著しく大きくなる。併し此値は靜力的に緩徐に抗張試験を行つたもので、周知の如く其速度によつても變化する値である外に破斷時の斷面收縮の程度に支配されて著しい變化のある値である。

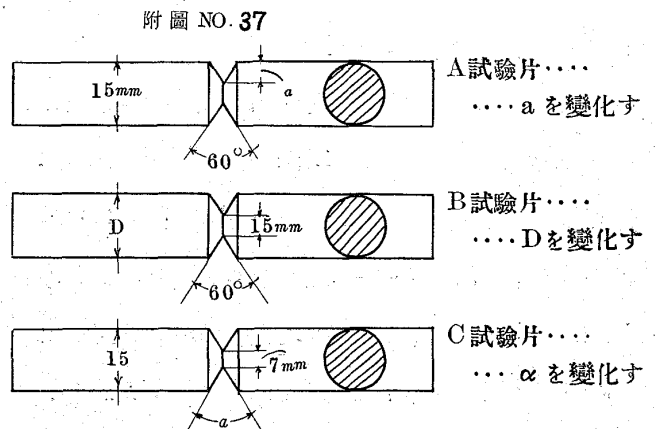
焼入の儘の Martensite 状態に在る鋼や、冷間引抜の脆い鋼では前記の Stress-Strain 曲線を描かず多くは比例限界を越せば直に脆性破斷を爲すのは前記の現象を證明出来る。此場合 Haigh 氏の Triple tension が内外殆んど同時にかゝるものと思はれる故に外周の Slip する部分も少いのである。

要するに丸棒の脆性破斷の Shear の伴はない中心部分に起る現象を説明した。

其 2 溝付け抗張試験による分離抗張力 丸棒の抗張試験は上述の様な脆性の差のある鋼では斷面收縮 (Reduction of Area) の現象が著しく異なるのであるが、今本試験片の中央に溝を付けて抗張試験を行ふ時は相當靱性の大きな鋼でも上述の斷面收縮の現象を阻止し得て、其破斷面は全く脆性破面となる。次の様な特殊鋼に就て溝の深さを様々に變へた抗張試験を作つて試験した。

鋼種	成分									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	
Cr 鋼	0.43	0.35			0.017		1.63			
Ni-Cr 鋼	0.35	0.15	0.40	0.02	0.022	3.07	0.93			
100kg Ni-Cr 鋼	0.29	0.18	0.38	0.018	0.011	3.22	1.29	0.42	0.37	
Ni 鋼	0.11	0.11	0.26		0.042	5.63	0.13			

抗張試験片の形状は次の通りである。



Cr 鋼、100 kg-Ni-Cr 鋼及 Ni-Cr 鋼の 3 種に就き各種熱處理状態に於ての上記 A 試験片を製し a=1, 2, 3, 4 mm の如く溝の深さを變化した。Ni 鋼だけは鍛造状態の儘で B 及 C 試験片を切出して製作した(細部要領は後述す)。B 試験片では D なる外徑を變化し、C 試験片では α なる溝の角度を變化した。

I. Cr 鋼の分離抗張力 供試鋼は大同電氣製鋼所製 (Charge 番號、6884 No. 2) であつて熱處理は次の通りである。

1. 825°C 大氣中放冷
2. 焼入 825°C 油中冷却、焼戻 660°C 油中冷却
3. 焼入 825°C 油中冷却、焼戻 700°C 油中冷却

1, 2, 3 の 3 種熱處理状態のものを丸棒と其中央に深さ 1, 2, 3, 4, 5 mm の溝 (角度 60°) を付けて各の抗張試験を行ひ、之等を比較した結果は次表に示してある。但、之等の破斷の結果溝底徑の變化と之に伴ふ斷面收縮率の變化をも列記し参考に供す。

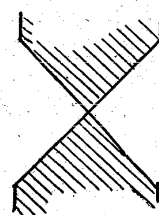
鋼種	試験片区分	溝底徑 mm	同 斷面積 mm ²	削除斷 面積 mm ²	破斷荷 重 kg	抗張力 kg/mm ²	破斷後の 溝底徑 mm	破斷前後 の徑の差 mm	斷面收 縮率 %			
Cr 鋼	825 度大 氣中放冷	丸棒 1	1500	176.7	0	16,190	91.6	8.62	—	66.8		
		丸棒 2	1500	176.7	0	16,300	95.2	8.82	—	65.5		
		1. 溝付 1	12.73	127.3	49.4	16,150	126.9	12.42	0.31	4.79		
		溝付 2	12.68	126.2	50.5	15,180	120.3	12.21	0.47	7.28		
		2. 溝付 1	10.67	89.5	87.2	11,120	124.2	10.45	0.23	4.19		
		溝付 2	11.00	95.2	81.5	12,610	132.8	10.48	0.52	9.35		
		3. 溝付 1	8.60	53.1	118.6	8,300	142.8	8.48	0.12	2.75		
		溝付 2	8.50	56.7	120.0	8,950	157.7	8.44	0.06	1.41		
		4. 溝付 1	6.50	33.2	143.5	5,570	167.7	6.33	0.17	5.12		
		溝付 2	6.69	35.1	141.6	5,880	167.6	6.51	0.18	5.41		
		5. 溝付 1	4.57	16.39	110.3	2,700	164.8	4.45	0.12	5.12		
		Cr 鋼	燒入 825 度(油) 燒戻 660 度(油)	丸棒 1	1500	176.7	—	—	—	—	—	—
				丸棒 2	1500	176.7	0	14,120	80.1	9.88	—	53.7
				1. 溝付 1	12.69	126.3	50.4	11,870	94.0	11.83	0.86	12.9
				溝付 2	12.71	127.0	49.7	12,220	96.3	11.75	0.76	14.6
2. 溝付 1	10.73			90.4	83.3	10,100	111.8	10.14	0.59	10.6		
溝付 2	10.55			87.6	89.1	10,200	116.3	10.08	0.47	8.9		
3. 溝付 1	8.54			53.3	119.4	7,420	129.3	8.14	0.40	9.0		
溝付 2	8.74			60.0	116.7	7,720	128.7	8.31	0.43	9.7		
4. 溝付 1	7.15			40.2	136.5	5,550	138.0	6.62	0.53	14.3		
溝付 2	7.15			40.3	131.4	5,600	141.0	6.90	0.25	9.6		
5. 溝付 1	5.16			20.9	155.8	2,900	133.6	4.77	0.39	14.5		
溝付 2	5.17			21.0	155.7	2,830	135.0	4.74	0.33	12.2		
Cr 鋼	燒入 825 度(油) 燒戻 700 度(油)			丸棒 1	1500	176.7	0	12,400	70.2	9.48	—	60.0
				丸棒 2	1500	176.7	0	12,530	71.0	6.27	—	61.8
				1. 溝付 1	12.61	125.0	51.7	11,630	93.2	11.00	1.01	15.8
		溝付 2	12.64	125.6	51.1	11,000	87.7	11.76	0.88	13.3		
		2. 溝付 1	10.54	87.9	88.8	9,400	106.9	10.11	0.47	8.7		
		溝付 2	10.51	86.8	89.8	9,000	103.5	9.97	0.54	10.0		
		3. 溝付 1	8.52	56.9	119.8	6,820	119.7	8.06	0.46	10.2		
		溝付 2	8.66	58.8	117.9	7,720	122.6	8.12	0.54	16.8		
		4. 溝付 1	7.11	39.7	137.0	5,100	128.3	6.74	0.37	10.5		
		溝付 2	1.91	37.5	139.2	5,040	134.4	6.56	0.35	9.9		
		5. 溝付 1	5.08	20.3	153.4	2,700	132.9	4.66	0.42	15.8		
		溝付 2	5.08	20.1	156.6	2,600	129.3	4.63	0.45	17.0		

今上記の結果から丸棒の場合の抗張力及溝の爲に削除された斷面積を横軸にとり、抗張力の變化を縦にとり曲線(直線となる)を描き該線を引延して極限の點(徑 15mm に應ずる 7.5mm の溝を付けた場合)を求める事とし、此極限抗張力を茲に分離抗張力(Trennfestigkeit)と名付ける。

上記試験結果から描いた曲線は附圖 No. 38~No. 40 に示してゐる。溝で深さに比例して殆ん

ど直線的に抗張力が増してゐる。而して之から求めた分離抗張力は次の通りである。

この結果から見て普通丸棒で求められた抗張力に對し約 2 倍の分離抗張力を有することが分る。此極限抗張力は圖に示す様な一點で接した場合の Slip 及び Deformation 等の伴はない理想的絶對脆性破斷を想像したものである。



熱處理狀態	分離抗張力 (kg/mm ²)	抗張力の倍數
825°C より大氣中冷却	184	1.95
825°C // 油中冷却	158	2.08
660°C // 油中冷却		
825°C // 油中冷却	148	2.12
700°C // 油中冷却		

尙上記 Cr 鋼では熱處理の異なる事によつて抗張力を異にし、抗張力の太で斷面收縮の小なる狀態程分離抗張力/抗張力の比が小である。即ち脆性の大なる程分離抗張

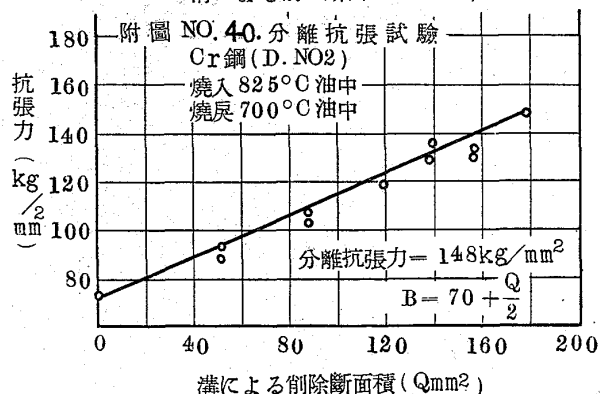
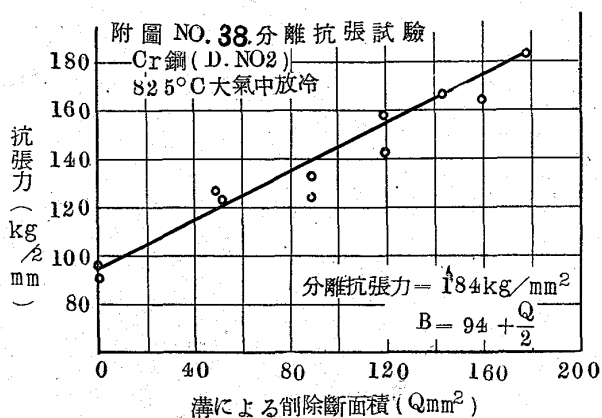
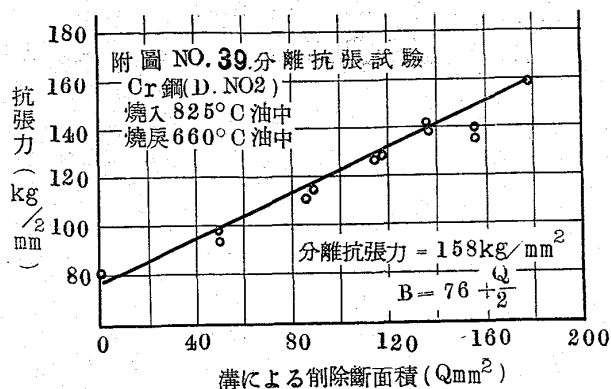
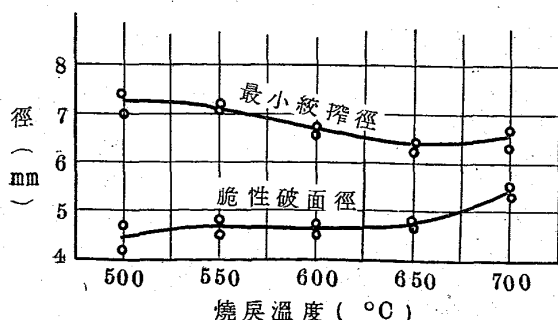
力は普通抗張力に比して餘り増さないと云はれる。又曲線から觀察し得られる特異の現象は溝の深さに於て 4mm の場合迄は殆んど直線的に増加し 5mm に於て僅に低下するか或は殆んど變化なき事實である。この事實は試験片として如斯く深い溝を作る事の困難な爲と、抗張試験の際に屈撓力を受け易い事に原因すると思ふ。溝付試験片の抗張試験の結果破斷した破面の寫眞は附圖No.41乃至 No.53 に示しあり。又全體比較に便利な様に並べた寫眞は附圖 No. 59 乃至 No.61 にある。

之等の破面の景況から知られる事は、丸棒による普通の抗張試験片では内部迄 Slip range の侵入の爲に絞搾を起し爲に破面は溝の有るものとは全然趣を異にしてゐる。溝の有るものは所謂脆性破面を呈し、又疲労破斷の場合に酷似してゐる。尙ほ溝付試験片でも細部を觀察する時は周圍と内部とに於いて破面を異にしてゐる。即ち周邊には Slips zone と稱せられる様な環狀部がある。之

附圖 No. 36 抗張試験の破斷面の景況

Ni-Cr-Mo 鋼 (φ × 527)

化学成分	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo
	0.36	0.27	0.33	2.81	0.66	0.74
燒戻溫度 °C	500	550	600	650	700	備考
最小徑 mm	7.42 6.93	7.08 7.09	6.60 6.67	6.31 8.27	6.35 6.71	φ = 10mm l = 70mm
脆性破面徑 mm	(5.00 × 3.30)	4.54	4.70	4.67	5.25	× は省略
平均	4.85	4.59	4.62	4.08	5.26	
丸棒試驗片	138.6 138.0	134.4 134.1	119.5 116.9	110.8 106.7	99.1 96.6	



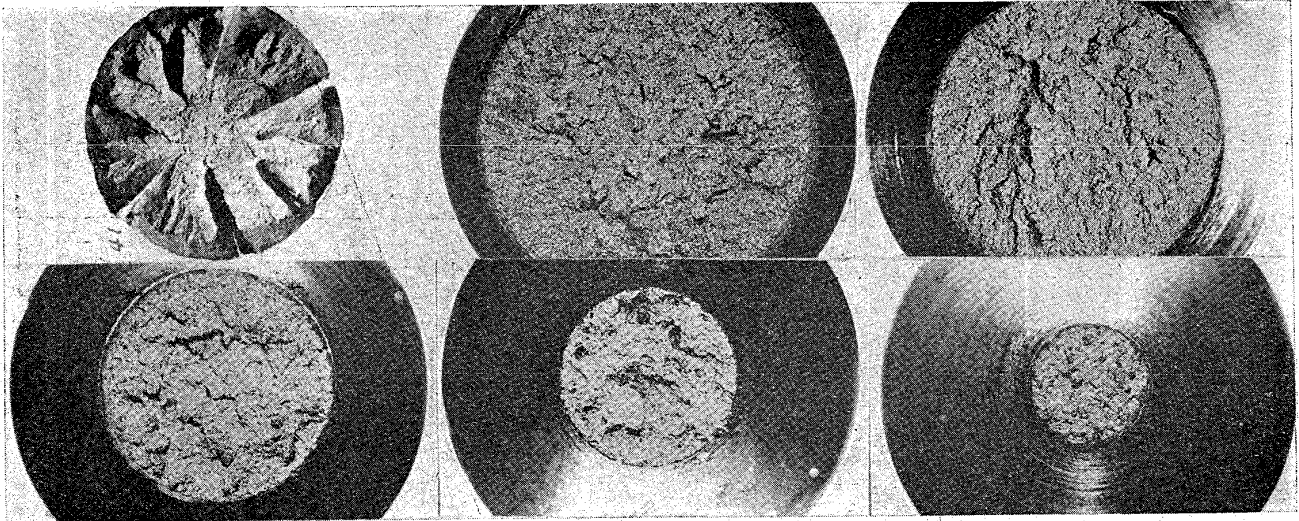
は周邊部の内力は或深さ迄その大きさの傾斜してゐる事を推察出來、内部は大體同一であることも知られる。又燒入後燒戻した材料では此現象が明であつて且疲労破面の場合と同様に貝殻狀に侵入せる力線を明に看取され、又最後の破斷部は中央にある場合より異心に在る事多く、之等の狀況は殆んど疲労破斷の場合に似てゐる。尙ほ靜氣中放冷せるものは破面粗であつて凸凹著しい。之は組織上 Pearlite structure の場合に似て Cr-Carbide の存在せる事を知る。

燒鈍 825°C 空中放冷

附圖 No. 41 丸棒の狀態 ×3.2

附圖 No. 42 溝の深さ 10mm

附圖 No. 43 溝の深さ 20mm



附圖 No. 44 溝の深さ 3mm

附圖 No. 45 溝の深さ 4mm

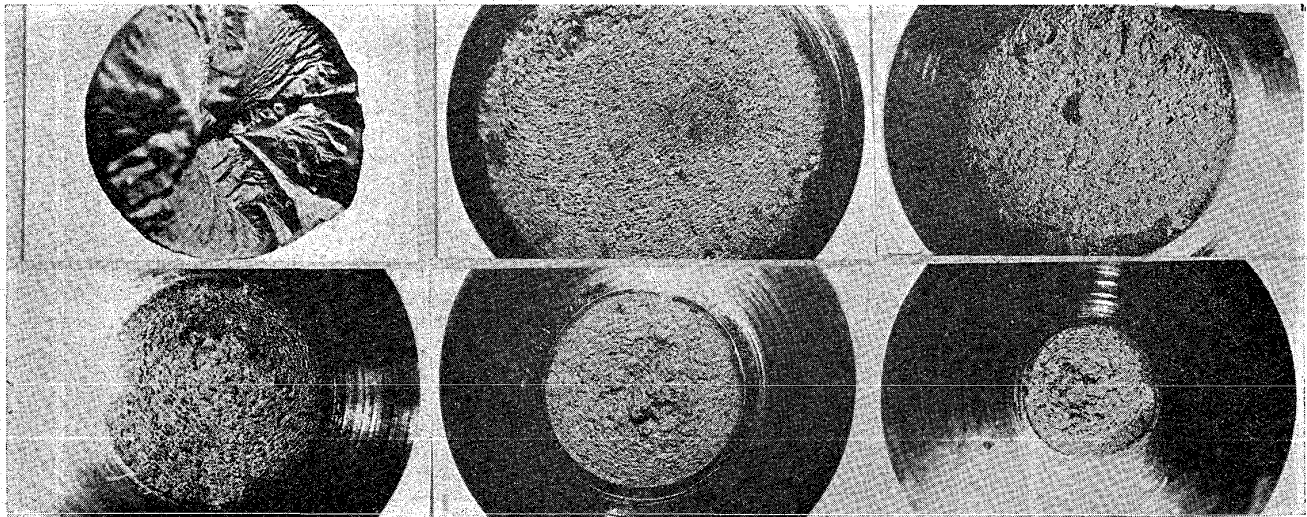
附圖 No. 46 溝の深さ 5mm

燒入 825°C 油中冷却 燒戻 660°C 油中冷却

附圖 No. 47 丸棒の狀態

附圖 No. 48 溝の深さ 1mm

附圖 No. 49 溝の深さ 2mm



附圖 No. 50 溝の深さ 3mm

附圖 No. 51 溝の深さ 4mm

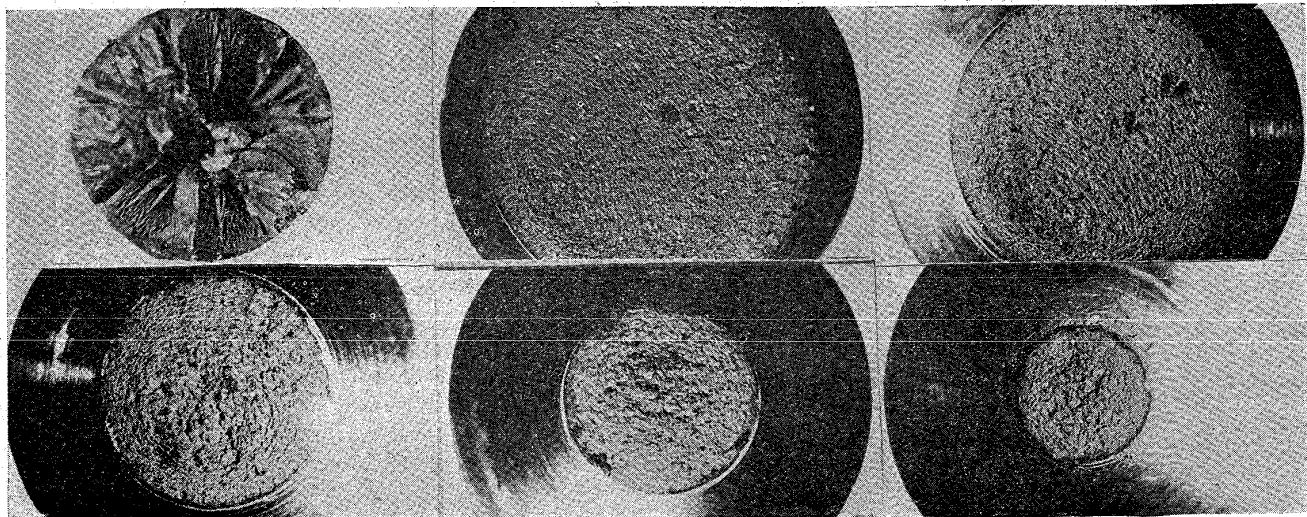
附圖 No. 52 溝の深さ 5mm

燒入 825°C 油中冷却 燒戻 700°C 油中冷却

附圖 No. 53 丸棒の狀態

附圖 No. 54 溝の深さ 1mm

附圖 No. 55 溝の深さ 2mm

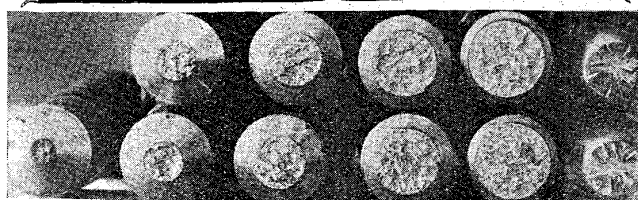


附圖 No. 56 溝の深さ 3mm

附圖 No. 57 溝の深さ 4mm

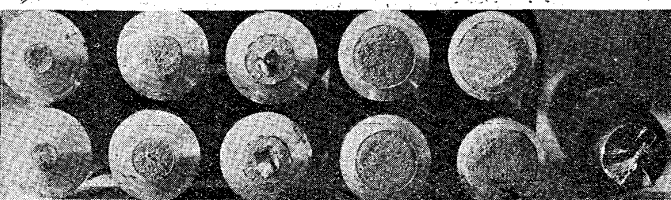
附圖 No. 58 溝の深さ 5mm

附圖 No. 59
Cr 鋼 (電氣爐製鋼)
焼入温度 825°C (空放)



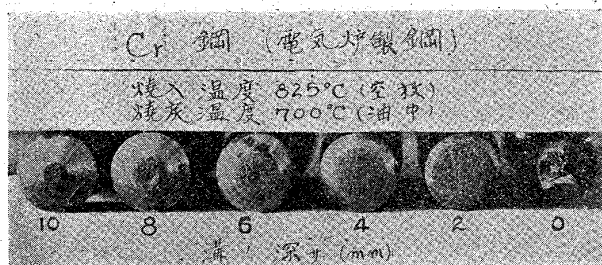
10 8 6 4 2 0
溝の深さ (mm)

附圖 No. 60
Cr 鋼 (電氣爐製鋼)
焼入温度 825°C (空放)
焼戻温度 660°C (油中)



10 8 6 4 2 0
溝の深さ (mm)

附圖 No. 61



II. Ni-Cr 鋼の分離抗張力 供試鋼は日本特

殊鋼會社製 (Charge 番號 9278) であつて熱處理は次の通りである。

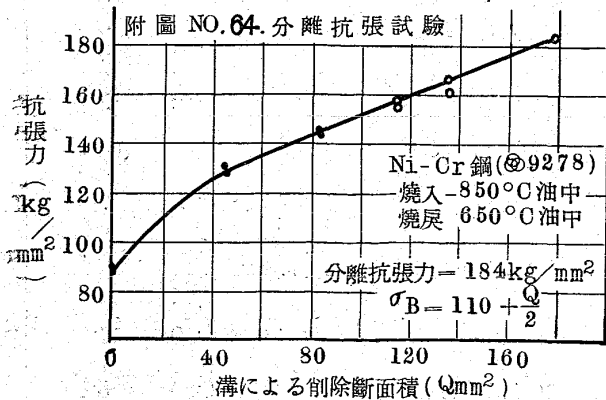
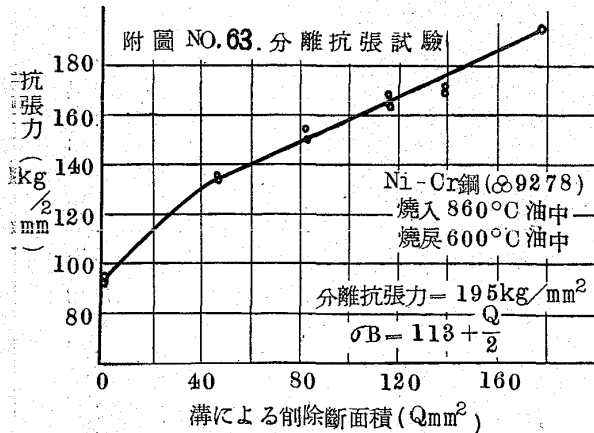
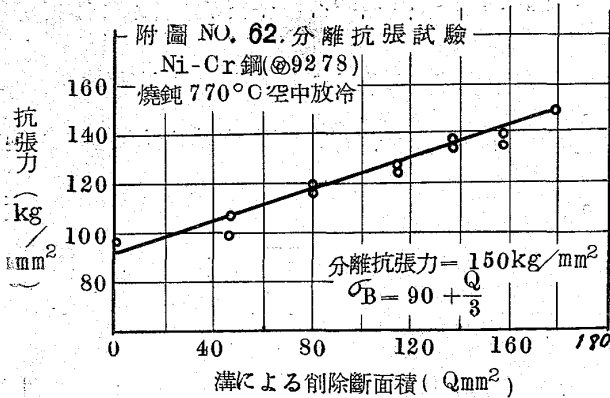
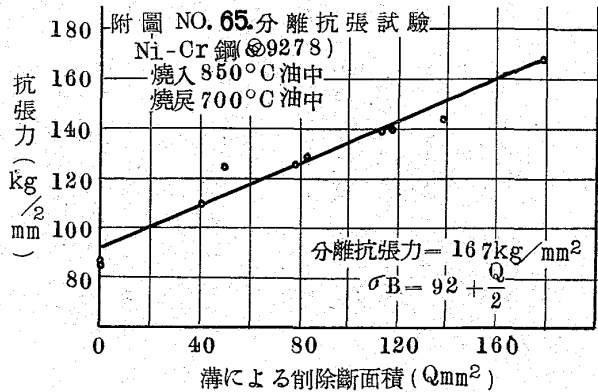
1. 焼鈍 770°C 空中冷却
2. 焼入 850°C 油中冷却 · 焼戻 600°C 油中冷却
3. // 焼戻 650°C 油中冷却

前記 Cr 鋼と同要領に丸棒と溝付試験片の溝の深さを變へたものゝ抗張試験結果は次の通りである。

鋼種	試験片区分	溝底徑 mm ²	同 斷面積 mm ²	削除斷 面積 mm ²	破斷荷 重 kg	抗張力 kg/mm ²	破 溝 底徑 mm	破斷前後 徑の差 mm	破 面 收縮率 %			
Ni-Cr 鋼	焼鈍 770°C (空中放冷)	丸棒 1	1500	1767		16,900	95.8	11.95		36.7		
		丸棒 2	1500	1767		16,840	95.5	11.85		36.6		
		1. 溝付 1	12.90	130.8	45.9	12,830	98.3	12.75	0.25	2.2		
		溝付 2	12.99	132.5	42.2	14,110	106.6	12.74	0.25	3.5		
		2. // 1	11.10	97.0	79.7	11,260	116.1	10.98	0.12	2.5		
		// 2	11.08	96.4	80.3	11,510	119.1	10.96	0.12	3.4		
		3. // 1	8.92	62.7	114.0	7,770	123.9	8.80	0.12	3.0		
		// 2	8.90	62.2	114.5	7,875	126.6	8.80	0.10	2.3		
		4. // 1	7.07	39.3	137.4	5,377	136.8	7.05	0.02	0.8		
		// 2	7.07	39.3	137.4	5,380	137.0	7.05	0.02	0.8		
		5. // 1	4.97	19.4	157.3	2,605	134.2	4.87	0.10	4.0		
		// 2	4.97	19.4	157.3	2,693	138.7	4.96	0.01	0.5		
		Ni-Cr 鋼	焼入 850°C (油中) 焼戻 600°C (油中)	丸棒 1	1500	1767		16,590	94.0	9.53		59.2
				丸棒 2	1500	1767		16,560	93.8	9.36		61.0
1. 溝付 1	12.90			130.8	45.9	17,600	134.7	12.62	0.28	4.7		
溝付 2	12.88			130.3	46.4	17,430	133.8	12.61	0.24	5.1		
2. // 1	11.00			94.0	81.7	14,610	153.9	10.72	0.28	4.8		
// 2	10.95			95.2	82.5	14,220	151.0	10.68	0.27	5.0		
3. // 1	8.92			62.5	114.2	10,500	168.0	8.71	0.21	4.6		
// 2	8.73			59.9	116.8	9,800	133.6	8.53	0.30	4.7		
4. // 1	7.04			38.9	137.8	6,600	169.7	6.77	0.27	7.4		
// 2	6.94			37.8	138.9	6,460	171.0	6.79	0.15	4.1		
Ni-Cr 鋼	焼入 850°C (油中) 焼戻 650°C (油中)			丸棒 1	1500	1767		15,610	88.5	8.86		65.1
				丸棒 2	1500	1767		15,490	87.6	8.85		64.9
				1. 溝付 1	12.87	130.1	46.6	16,710	128.4	12.37	0.50	7.8
				溝付 2	12.87	130.1	46.6	16,895	129.7	12.35	0.52	8.0
		2. // 1	10.95	94.2	82.5	13,700	145.4	10.49	0.46	8.1		
		// 2	10.93	93.9	82.8	13,470	143.5	10.41	0.52	9.3		
		3. // 1	8.93	62.7	114.0	9,760	155.7	8.46	0.47	10.3		
		// 2	8.94	62.8	113.7	9,850	156.3	8.44	0.50	11.0		
		4. // 1	7.09	39.5	137.2	6,380	161.5	6.79	0.30	7.6		
		// 2	7.06	39.1	137.6	6,485	165.9	6.86	0.20	5.1		

Ni-Cr 鋼	燒入 850 度(油)	丸棒 1	15.00	176.7	15,030	85.1	9.24	62.0		
		" 2	15.00	176.7	15,100	85.5	8.92	64.0		
	燒入 700 度(油)	1. 溝付 1	13.13	135.6	41.1	14,850	109.1	12.11	1.02	14.5
		" 2	12.15	125.9	50.8	15,680	124.5	12.43	0.22	2.7
		2. " 1	11.16	97.9	76.8	12,220	124.9	10.49	0.63	11.5
		" 2	10.97	94.4	82.3	12,120	128.5	10.62	0.75	0.0
		3. " 1	8.71	59.7	117.0	8,300	139.0	8.45	0.26	6.0
		" 2	8.71	63.1	113.6	8,800	139.2	8.63	0.28	6.0
	4. " 1	7.04	39.0	137.7	5,610	144.0	6.65	0.39	11.0	

上記の結果丸棒及溝付試験片による抗張力の變化を曲線にとり前同様に極限の分離抗張力を求めた結果は附圖 No. 62 乃至 No. 65 に示してある。尙熱處理別に求めた分離抗張力は次の通りである。



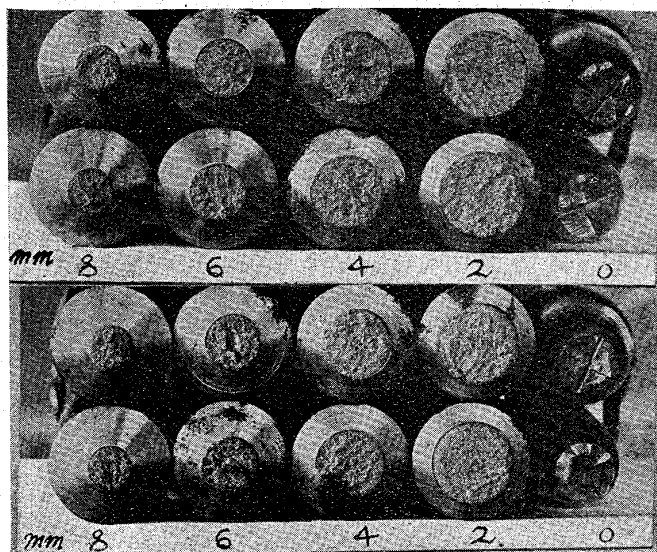
熱處理狀態	分離抗張力 (kg/mm ²)	抗張力の倍数
燒鈍 770°C 空中冷却	150	1.58
燒入 850°C 油中冷却	195	2.10
燒入 600°C "		
燒入 850°C "	184	2.09
燒入 650°C "		
燒入 850°C "	167	1.97
燒入 700°C "		

之結果から見て丸棒抗張力の約2倍の係數を有してゐる事も前同様であるが燒鈍 770°C の場合のみは著しく小である。此係數の小なる状態は丸棒抗張試験の場合の伸又は断面收縮率の著しく小なる時即ち脆性甚しい時に起る現象である。

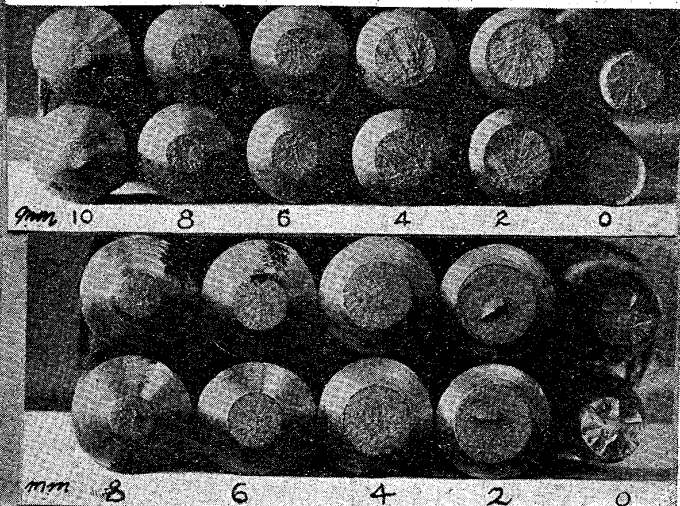
Ni-Cr 鋼	伸%	同平均	断面收縮率%	同平均	倍数
燒鈍 770°C	23.8	2.41	36.7	36.7	1.58
	24.3		36.6		
燒入 600°C	29.5	28.8	29.2	60.1	2.10
	28.0		61.0		
燒入 650°C	29.8	29.7	65.1	65.0	2.09
	29.5		64.9		
燒入 700°C	31.8	29.8	62.0	63.0	1.97
	27.8		64.0		

尙以上各種破断面の寫眞は附圖 No. 66 乃至 No. 69 に於て比較に便利な様に並べてある。此中で燒鈍 770°C の場合の丸棒試験片の破面は中心迄絞搾を起さず脆性破面を呈してゐる事は溝付試験片に稍似たる狀況にあるものと思惟され、從

附圖 No. 66 Ni-Cr 鋼 (品 9278 AW 20)
焼鈍 770°C (溝の深さ mm)



附圖 No. 67 Ni-Cr 鋼 (品 9278 AW 20)
焼入温度 850°C (油中) 溝の深さ (mm)
焼戻温度 600°C (油中)



附圖 No. 68 Ni-Cr 鋼 (品 9278 AW 20)
焼入温度 850°C (油中)
焼戻温度 650°C (油中)

附圖 No. 69 Ni-Cr 鋼 (品 9278 AW 20)
焼入温度 850°C (油中) 溝の深さ (mm)
焼戻温度 700°C (油中)

つて之の状態の溝付試験片より求めた分離抗張力は幾分小なるものと考へらる。又力線の放射状にして中心の存在する事と、焼戻温度の高いものには周圍に環状 Slip zone の明かに認められる等前と同様である。

III. 100 kg Ni-Cr 鋼の分離抗張力。以上 2 種鋼は相當に靱性を保有し普通の抗張試験の場合には伸、断面收縮率等の大きい材料であるが茲に Air Hardening Ni-Cr 鋼 (100 kg Ni-Cr 鋼) の各種熱處理状態に於ても前同様の現象を認め得るや否やを溝付試験片による抗張試験を行つて見た。

供試鋼は日本特殊鋼會社製 (102 kg Ni-Cr 鋼) であつて熱處理は次の通りである。

焼入 830°C 油中冷却
焼入 830°C (油) 後、焼戻温度を次の如く變したものを 250°, 310°, 350°, 400°, 450°, 500°, 550°, 600°, 650°, 700°, 750°C

前記同様に丸棒と溝付試験片の溝の深さを種々に變へた場合の抗試験結果次の通りである。

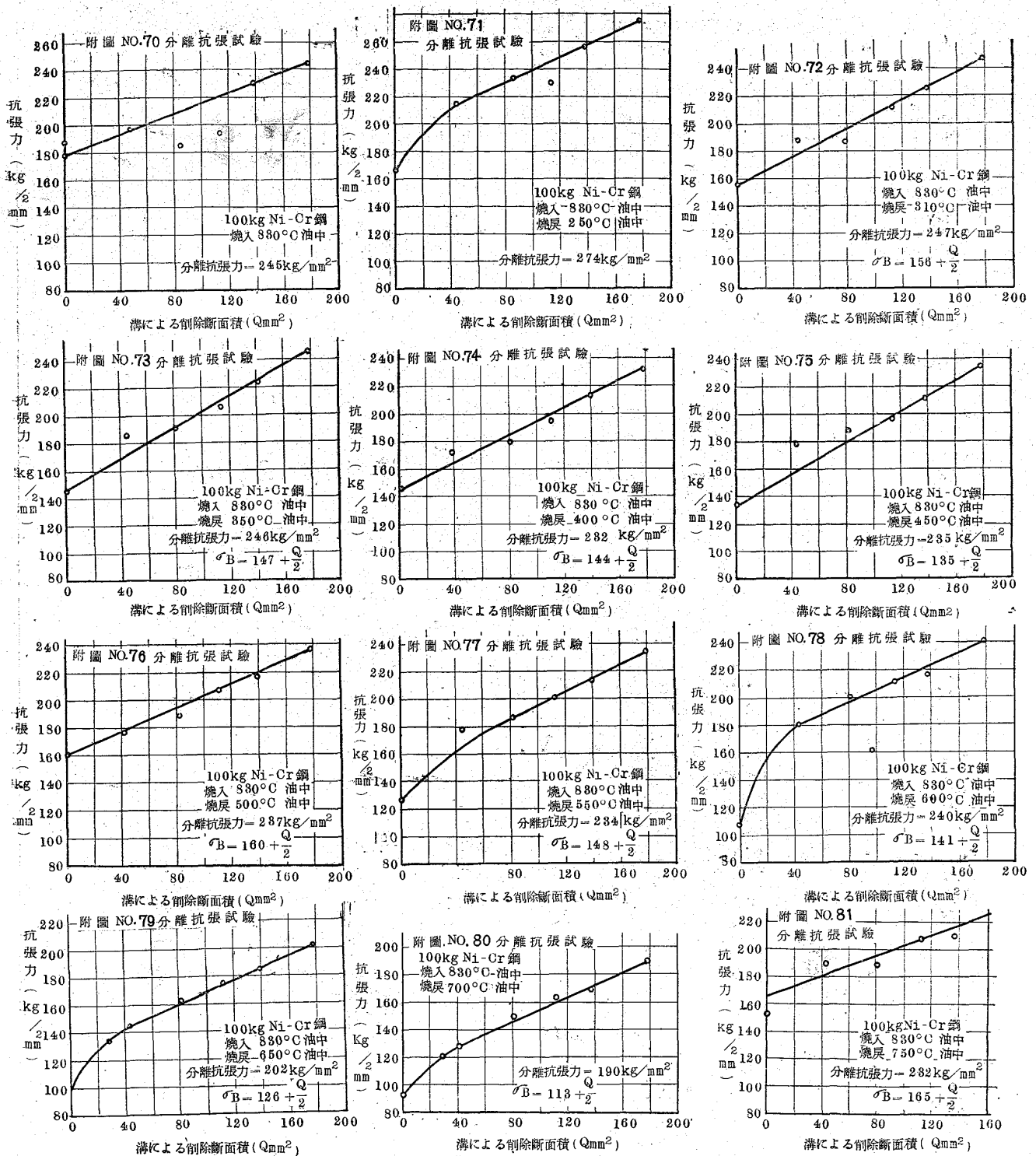
以上試験結果から描いた曲線は附圖 No. 70 乃至 No. 81 に掲げてある。之から求めた分離抗張力は次の通りである。

熱處理状態	分離抗張力 kg/mm ²	抗張力の倍數
焼入 830°C 油中冷却	245	1.30
" 焼戻 250°C	274	1.65
" " 310°C	247	1.53
" " 350°C	246	1.63
" " 400°C	232	1.60
" " 450°C	235	1.74
" " 500°C	237	
" " 550°C	234	1.84
" " 600°C	220	2.05
" " 650°C	202	2.03
" " 700°C	190	2.03
" " 750°C	232	1.50

之によつて見れば普通丸棒で求められた抗張力に對し分離抗張力は約 2 倍に在るも焼入の儘のもの及び低温焼戻の場合には断面收縮率小であつて分離抗張力は概して丸棒の抗張力の 2 倍以下 1.3 ~ 1.6 倍附近に在る事も前同様である。

之等破断面の寫眞は附圖 No. 82 乃至 No. 93. に示してある。此等破面の景況から脆性の大きなもの即ち低温焼戻焼戻のものは力線の放射状にあ

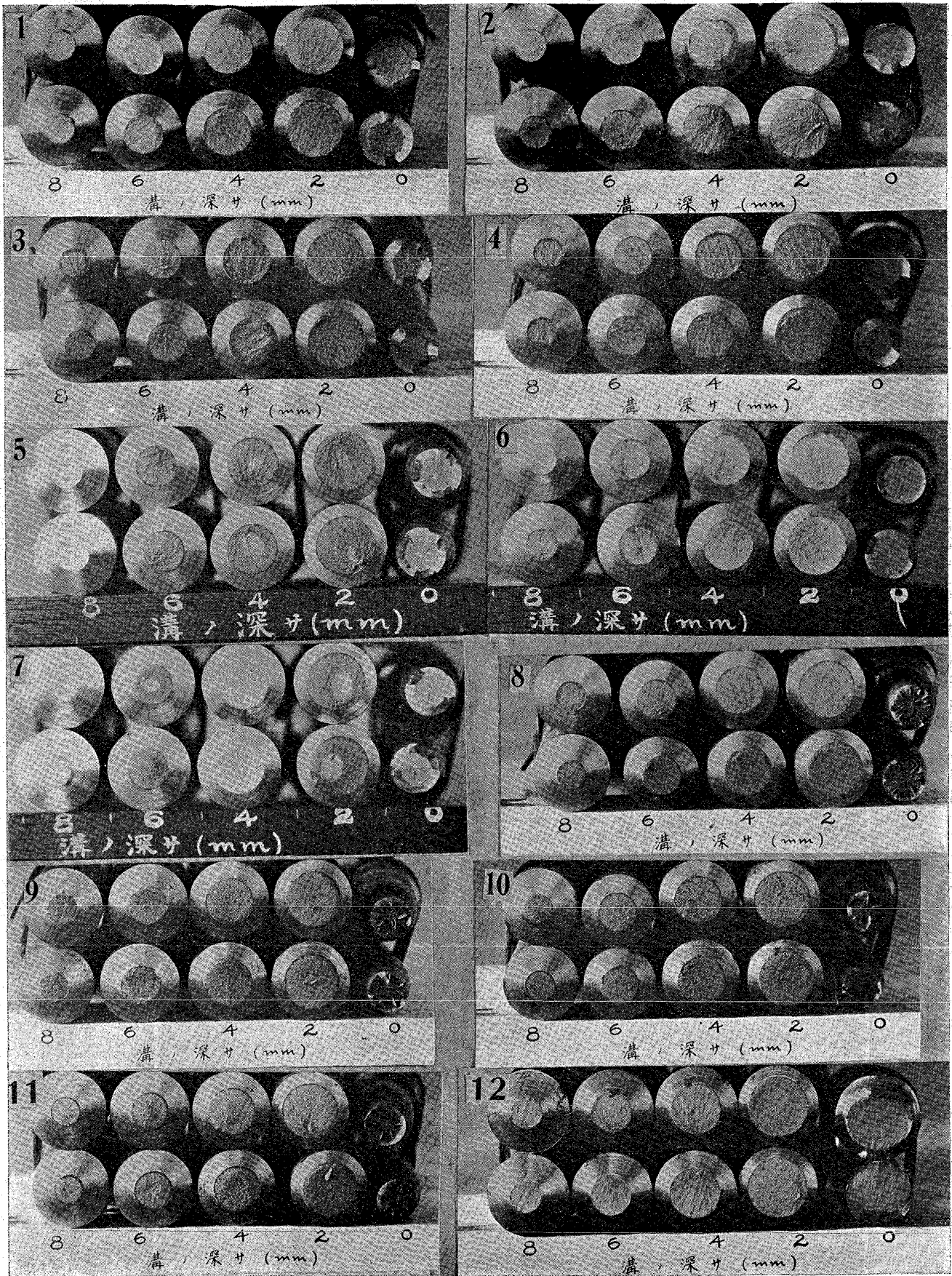
熱處理	試區	片分	溝底徑 mm	同斷面積 mm ²	削除面積 mm ²	破斷荷重 kg	抗張力 kg/mm ²	破斷後底徑 mm	破斷前後差 mm	斷面收縮率 %
燒入 830°C 油中	丸溝	棒付	15.00	176.7		33,200	188.0	11.85		37.5
			13.00	132.7	41.0	26,150	197.0	12.73	0.27	4.0
			10.97	94.4	82.3	17,520	185.7	10.82	0.15	2.5
			9.00	63.6	113.1	12,270	193.8	8.90	0.10	2.0
燒入(油) 830°C 燒戻 250°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		29,270	165.6	10.40		52.0
			12.90	130.8	45.9	28,150	215.2	12.70	0.20	3.0
			10.80	91.8	86.9	21,450	233.6	10.80	0.00	0.0
			8.96	63.5	113.2	14,590	229.7	8.81	0.15	4.1
燒入(油) 830°C 燒戻 310°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		27,580	156.1	10.13		54.5
			13.00	132.7	44.0	24,920	188.0	12.80	0.20	3.0
			11.03	95.8	78.9	17,940	187.3	10.74	0.29	5.1
			8.95	63.4	113.2	13,460	212.4	8.81	0.14	4.0
燒入(油) 830°C 燒戻 350°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		25,900	146.6	10.13		52.7
			12.94	132.0	44.7	24,780	187.5	12.77	0.11	3.0
			11.06	96.1	80.6	18,300	190.3	10.85	0.21	4.1
			9.00	63.6	113.1	13,150	206.5	8.86	0.14	3.1
燒入(油) 830°C 燒戻 400°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		25,500	144.3	10.33		52.5
			13.34	140.0	36.7	24,140	172.1	12.70	0.64	9.3
			11.11	97.0	79.7	17,470	180.0	10.90	0.21	1.0
			9.19	66.2	110.5	12,820	193.9	8.70	0.49	10.2
燒入(油) 830°C 燒戻 450°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		23,930	135.1	10.42		51.8
			13.02	133.2	43.5	23,970	179.5	12.78	0.24	5.1
			10.98	94.8	81.9	17,700	186.5	10.79	0.19	1.6
			8.97	63.1	113.6	12,420	197.0	8.80	0.17	3.7
燒入(油) 830°C 燒戻 500°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		24,300	178.2	10.11		5.9
			13.17	136.1	40.6	24,300	178.2	12.77	0.40	2.8
			11.02	95.5	81.2	18,010	189.9	10.75	0.27	2.8
			9.02	63.9	112.8	13,360	209.0	8.83	0.19	4.0
燒入(油) 830°C 燒戻 550°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		21,830	127.7	9.53		59.7
			12.78	122.3	44.4	24,390	179.0	12.77	0.21	3.2
			11.03	95.8	80.9	17,950	187.4	10.79	0.24	4.4
			9.08	64.8	111.9	13,100	203.1	8.78	0.30	6.8
燒入(油) 830°C 燒戻	丸溝	棒付	15.00	176.7		18,900	107.0	8.84		64.5
			13.01	173.0	43.7	21,280	160.0	12.54	0.47	7.0
			11.03	95.8	80.9	17,150	180.0	10.61	0.32	7.6
			9.00	63.6	113.1	12,310	191.2	8.59	0.43	9.3
燒入(油) 830°C 燒戻	丸溝	棒付	15.00	176.7		17,570	99.4	8.86		65.2
			13.03	133.7	43.0	19,320	144.5	12.35	0.68	10.3
			11.03	95.8	80.9	15,650	163.3	10.52	0.51	9.2
			9.13	65.5	111.2	11,430	174.6	8.67	0.46	10.0
燒入(油) 830°C 燒戻 700°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		16,590	93.9	8.91		63.8
			13.07	134.5	42.2	17,430	129.6	12.48	0.61	9.5
			11.02	95.5	81.2	14,270	149.3	10.53	0.44	8.0
			9.00	63.6	113.1	10,430	164.1	8.20	0.80	17.0
燒入(油) 830°C 燒戻 750°C	丸溝	棒付	15.00	176.7		27,260	154.4			3.7
			13.05	154.0	42.7	25,440	190.0	12.82	0.23	2.7
			11.03	95.8	80.9	18,120	189.2	10.90	0.13	2.7
			9.00	63.6	113.1	13,340	208.6	8.90	0.08	1.6
			7.04	37.0	137.7	8,210	210.5	6.87	0.17	5.0



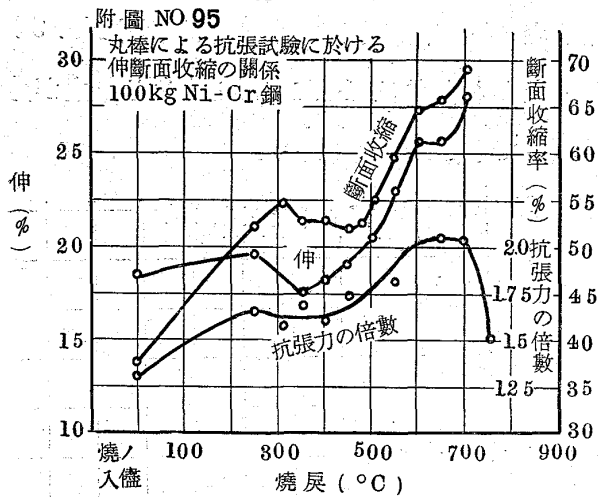
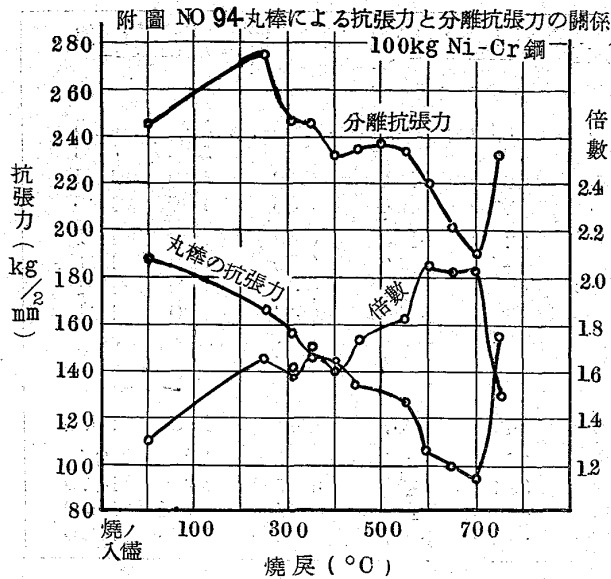
つて其の中心の存在してゐる事等は極めて明である。而して之等の破面は疲労による破断面の場合とも酷似してゐることから推憶する時は分離破断の現象は疲労破断の現象即ち破断機構及抗力等の計算の基礎となるものと思考される。以上 100kg

Ni-Cr 鋼は相當脆性の大きなものであるが粘性大なる材料でも同様に Slip の伴はない脆性破断を爲すことをも認められる。

尙ほ丸棒による抗張力と分離抗張力の關係は附圖 No. 94, No. 95 に示してある。之れで見ても



- | | |
|--|--|
| 1. 附圖 No. 82 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) | 2. 附圖 No. 83 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) |
| 3. " No. 84 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) | 燒戻溫度 250°C 油冷 |
| 5. " No. 86 100kg Ni-Cr 鋼 | 4. " No. 85 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) |
| 燒入溫度 830°C 油中 | 燒戻溫度 350°C 油冷 |
| 燒戻溫度 400°C 油冷 | 6. " No. 87 100kg Ni-Cr 鋼 |
| 7. " No. 88 100kg Ni-Cr 鋼 | 燒入溫度 830°C 油中 |
| 燒入溫度 830°C 油中 | 燒戻溫度 450°C 油冷 |
| 燒戻溫度 500°C 油冷 | 8. " No. 89 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) |
| 9. " No. 90 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) | 燒戻溫度 550°C 油冷 |
| 燒戻溫度 600°C 油冷 | 10. " No. 91 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) |
| 11. " No. 92 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) | 燒戻溫度 650°C 油冷 |
| 燒戻溫度 700°C 油冷 | 12. " No. 93 100kg Ni-Cr 鋼 (燒入溫度 830°C 油中) |
| | 燒戻溫度 750°C 油冷 |



Sorbitic Structure 附近のものは倍数 2.0 附近であつて Martensite 附近では 1.6 附近で、550°C 附近の中間にあるもの (Troostite) も其中間にあり。750°C 焼戻の場合には焼入される関係は 1.5 附近に低下する。

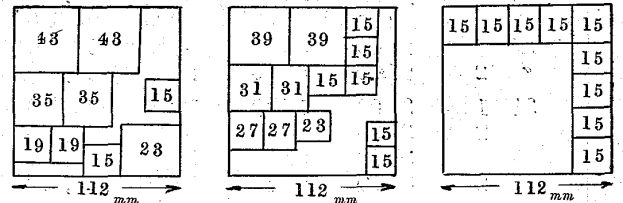
IV. 6%Ni-鋼 以上行つた実験による時は Cr 鋼又は Ni-Cr 鋼の様な強靱性の大きな鋼について論じ得られた結果は低炭素-Ni 鋼の様な粘靱性の大きな鋼にも同様であるか否かを実験すると共に、溝付抗張試験片の溝の形状及要領を異にした場合に就て試験した結果を記述する。

(イ) 溝の底部径を一定とし外径を増す場合 次
に示す様な成分の 6%Ni 鋼を鍛造の儘から試験

片を切出した。

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.11	0.11	0.26		0.042	5.3	0.13

元の鍛造状態は次圖の様な断面のもので切出した位置は大體次の要領によつた。



試験片の溝底の径を 15mm に一定し上記符號 (数字) の様な外径を有する丸棒を切出した。外径寸法は次の様に半径を 2mm 宛増加して行つた。

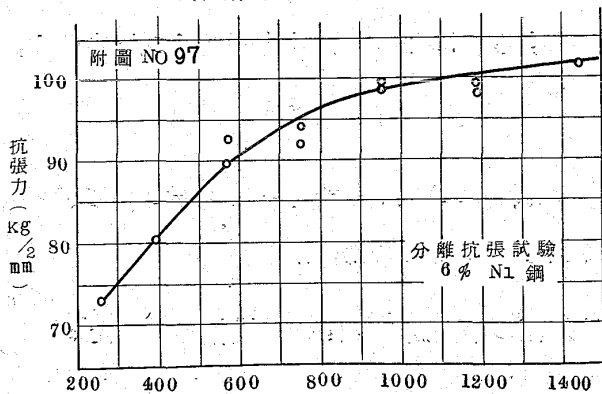
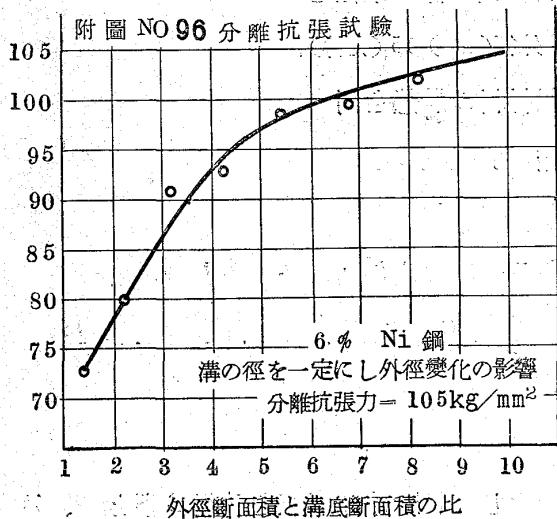
外径(mm) 15 (丸棒)、19, 23, 27, 31, 35, 39, 43

但材料の状態を同一ならしめる爲に特に熱処理を施さず鍛造の儘から切出したものであるが結果から見て内外部に於て金質の不同は免れず若干の差ある事は認められる。然し Mass effect や焼鈍後の冷却速度の差に伴ふ不同を防止したものである。

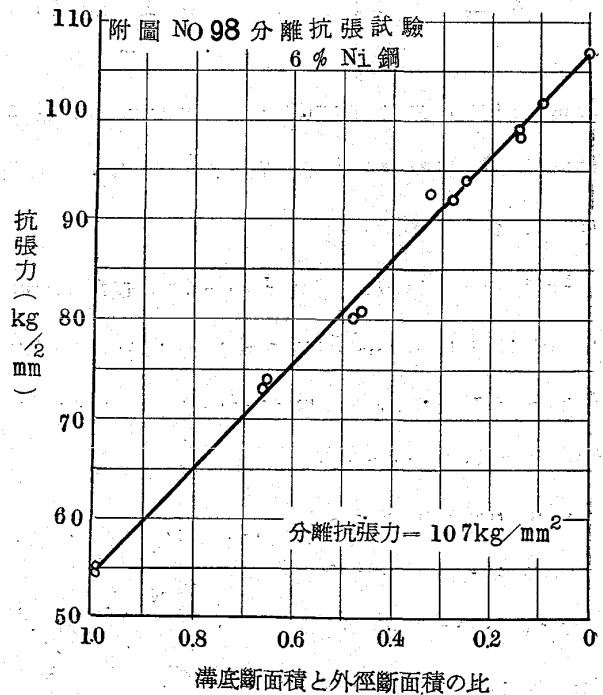
分離抗張力を求める爲に最初溝底の径を 15mm に一定し、試験片の形状を前記 B 型とし、外径を變化する事によつて抗張試験を行つた結果は次の通りである。

外径の増加に伴ふて抗張力の増す状況は附圖 No. 96 及 No. 97 に示してある。No. 96 は外径断面積と溝底断面積の比を横軸にとり、No. 97 は外径の増す爲の断面積を横軸にとつた。之の結果から見ると外径の増すに従ひ抗張力を増し、約外径 25mm 即ち断面積から見て元の溝底断面積の 5.4 倍の外径の時に最大抗張力に近接し、後は緩となる。斯くて極限抗張力を求むるならば約 100 kg/mm² となり、以後外径を無限に増すも Asymptote として此の値に到達するものと思惟され

番 號	外 徑 mm	外 斷 面 積 mm ²	溝底徑 mm	荷 重 kg	抗 張 力 kg/mm	破 斷 後		破 斷 前 後徑の差 mm	破 斷 伸		
						外 徑 mm	溝底徑 mm		前 mm	後 mm	
15	1	14.95	175.3	丸棒	9,580	54.60	9.39		50	68.5	
15	2	14.95	175.3	"	9,635	55.00	9.40		50	67.8	
19	1	18.90	254.0	15.02	12,920	73.00	18.00	14.40	0.62	10.0	11.5
19	2	18.95	257.0	14.99	12,916	73.25	18.10	14.24	0.55	10.0	11.6
23	1	22.90	400.0	15.14	14,570	80.80	22.60	14.55	0.59	10.0	11.1
23	2	22.90	395.0	15.20	14,500	80.00	22.55	14.50	0.70	10.0	11.1
27	1	27.00	567.0	14.98	16,300	92.60	26.85	14.57	0.41	10.0	11.1
27	2	27.00	565.0	14.96	15,740	89.70	26.80	14.50	0.46	10.0	11.1
31	1	31.00	750.0	15.17	16,690	92.25	30.75	14.63	0.54	20.0	20.8
31	2	31.00	748.0	14.93	16,450	93.90	30.90	14.63	0.30	9.38	10.38
35	1	35.00	955.0	15.00	17,440	98.80	34.95	14.55	0.45	9.50	10.30
35	2	35.00	954.0	15.01	17,700	99.00	34.90	14.57	0.44	11.80	12.34
39	1	39.00	1190.0	14.98	17,470	99.25	38.97	14.58	1.40	11.80	12.40
39	2	39.00	1190.0	14.97	17,260	98.20	38.97	14.60	1.37	14.20	14.70
43	1	42.75	1440.0	14.98	17,970	102.00	42.93	14.51	1.47	16.14	17.00
43	2	42.95	1450.0	14.00	18,010	102.00	42.75	14.57	1.43	16.33	17.00



零となる點迄曲線を延長する時は附圖 No. 98 の如くなり極限値は 107 kg/mm² となる。之が分離抗張力である。



る。此關係は恰も前に試験したる分離抗張力の結果と似てゐる。數学的には事實 $A/\infty = O/A$ の場合に以て同様に此極限値を分離抗張力を稱へることが出来る。扱てこの極限値を求むる方法として溝底斷面積と外徑斷面積の比を横軸にとり、その

丸棒の抗張力との比は $107/54.8 = 1.95$ であつて矢張り前と同様に 2 に近い値を得られる。

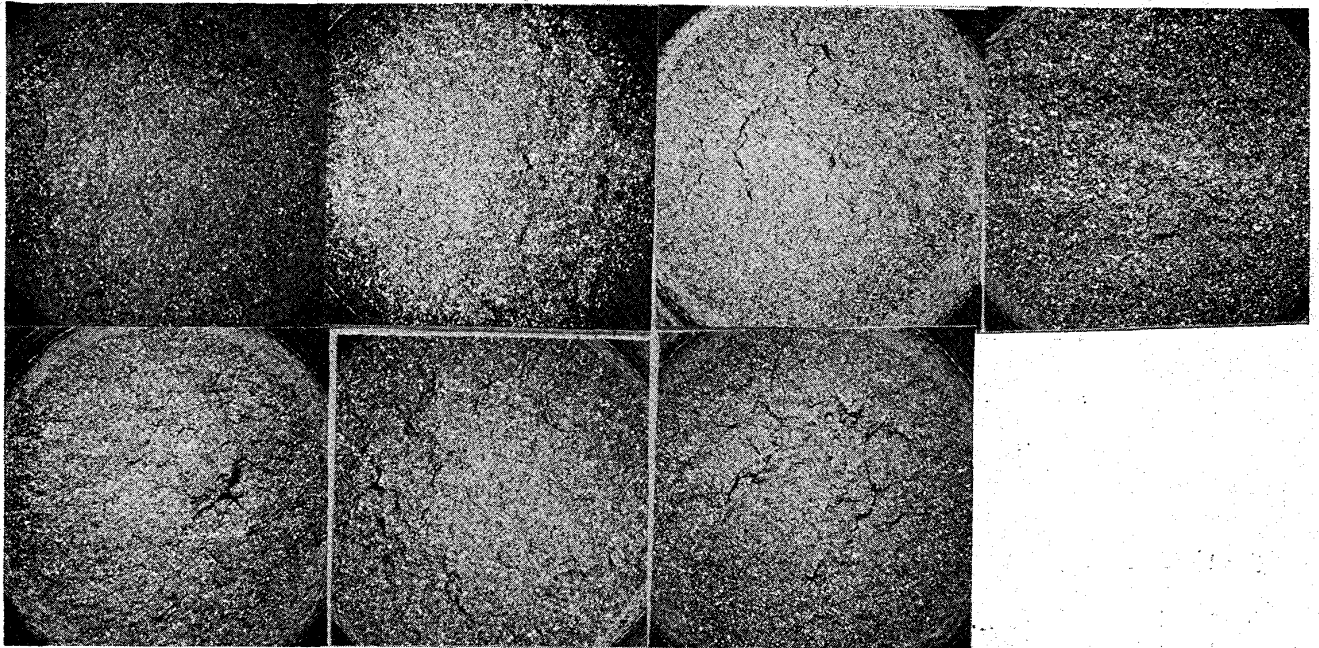
今本試験に供せられた破斷面を精細に觀察する時は溝底から僅に内部に輪狀に特徴ある部分を認められ、それから内部では全々別の粘性大なる Grain を看取し得られる。周邊の輪狀部分の幅

附圖 No. 99
外徑 19 mm

附圖 No. 100
外徑 23 mm

附圖 No. 101
外徑 27 mm

附圖 No. 102
外徑 31 mm



附圖 No. 103
外徑 35 mm

附圖 No. 104
外徑 39 mm

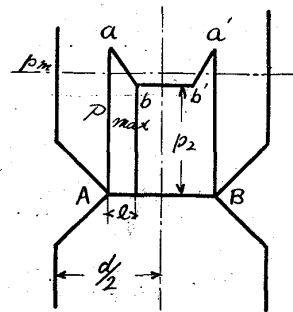
附圖 No. 105
外徑 43 mm

は或は狭きもの、或は廣きもの及び偏心せるもの等ありて一定せず、此の狀況は附圖 No. 99 乃至 105 に掲げてある。

輪狀 Slip band の生ずる部分を假に 2(mm) とし此平均値を前記断面寫眞から測定した。尙溝の爲に生ずる内力は破斷の際に p_{max} に等しく底部に生ずるものと推定

され左圖に示す Aa を以て表はされる中央部は大體 AB に平行に p_0 なる内力を想像される。a と b に内力の傾斜があるために e

の深さ迄 Slip (Shear) を生じ、内部は純粹な Tension のために周圍の部分破面を異にする。今假に p_{max} を前記分離抗張力とし、破斷時の全荷重を AB の断面で割つた平均荷重を p_m とす



る時は p_0 次の式から求められる。

$$p_0 \times \frac{d}{2} + \frac{1}{2} \cdot e \cdot (p_{max} - p_0) = p_m \times \frac{d}{2}$$

$$\therefore p_0 = \frac{p_m d - e p_{max}}{d - e}$$

今 ab の間の内力傾斜を直線と假定すれば、此間の任意の點 χ の p は次の式で表はされる。

$$p = (p_{max} - p_0) \frac{\chi}{e} + p_0$$

尙測定は經果より求めた e の値から前式の p_0 を計算すると次の様になる。

試験片 區分	p_m kg/mm ²	e mm	$15p_m$ -107e	$\frac{p_0 =}{15p_m - 107e}$ 15 - e	寫眞 番號	溝底徑 の差 mm
19.2	73.25	1.3	961.0	70.0	No. 99	0.55
23.1	80.80	0.53	1155.4	79.8	No.100	0.59
27.2	89.70	0.98	1225.0	87.4	No.101	0.46
31.2	93.90	0.49	1359.8	93.5	No.102	0.30
35.1	93.80	1.00	1373.0	98.0	No.103	0.45
39.2	98.20	0.50	1418.5	97.7	No.104	1.37
43.1	102.00	0.98	1425.0	101.2	No.105	1.47

この計算結果に徴すれば p_0 は p_{max} 即ち分離抗張力より僅に低い事を知り、破面の輪狀部は本

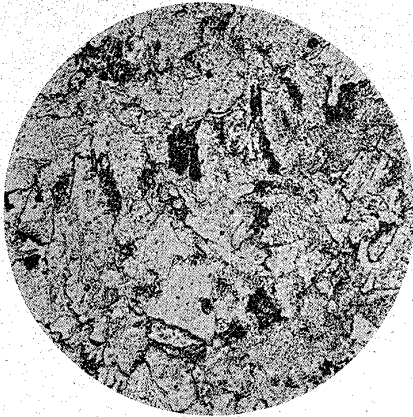
鋼の如き軟き材料に特に明に見られるものと思はれる。又eなる幅は溝の深さには明に關係なく唯0.5mm 附近と1.0mm 附近の區別のあるは素材の採取位置の異なる事にも起因するものと思はれる。

尙本鋼の組織は附圖 No. 106 に見る様に鍛造の儘であつて Pearlitic Structure の Carbon

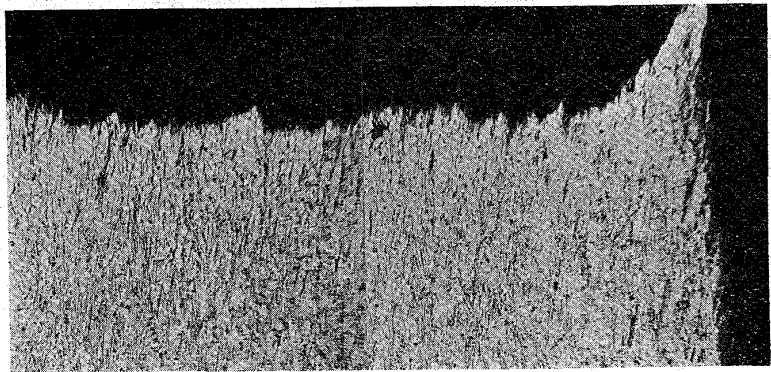
の量極めて少く大部分 Ferrite grain である。今溝の有るものと丸棒の儘の破斷せし試験片を縦斷し grain の流伸せしものと然らざるものとを比較の爲擴大して寫眞撮影せるものは附圖 No. 107 及 No. 108 である。

丸棒の破斷縦斷面には Ferrite grain の Flow

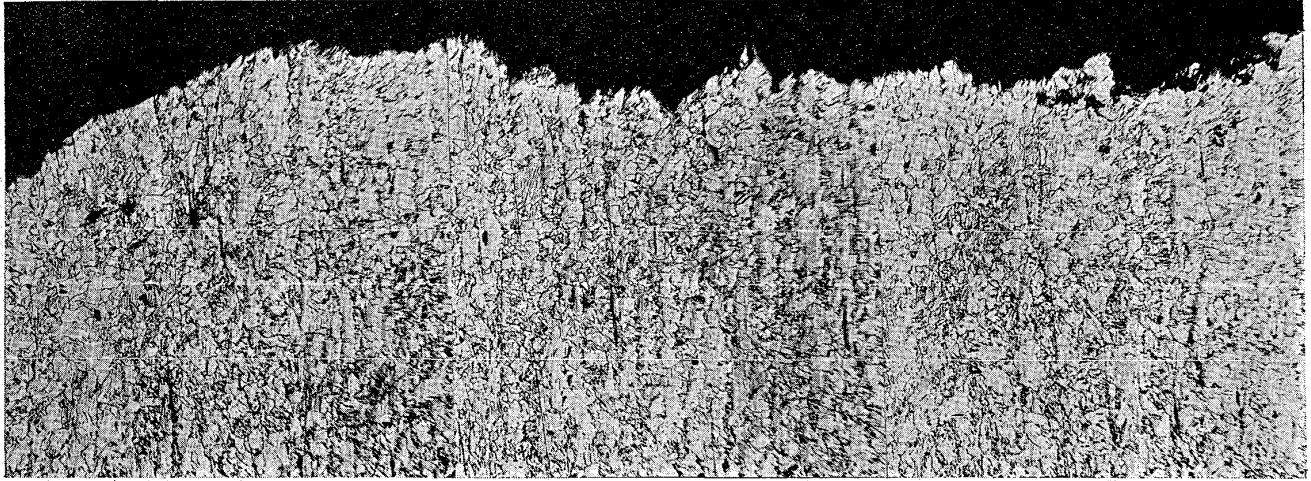
附圖 No. 106



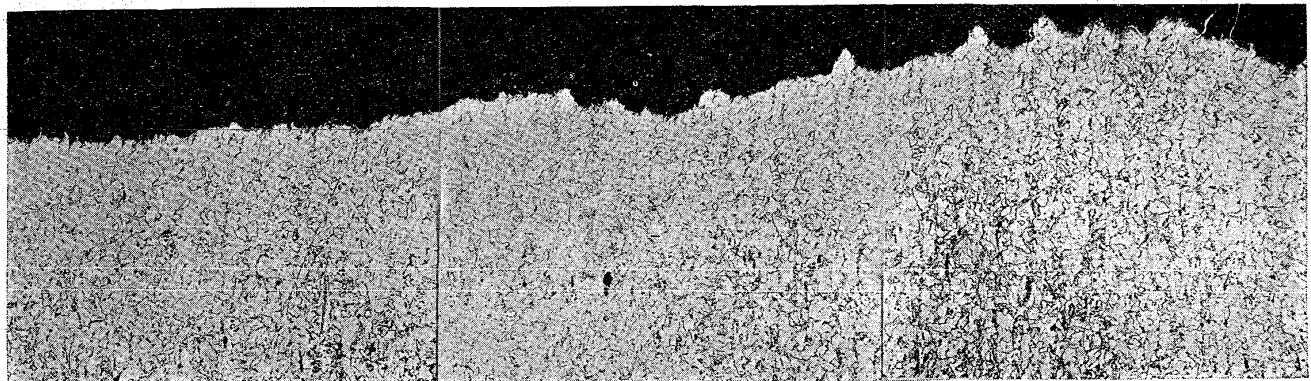
附圖 No. 107



附圖 No. 108



附圖 No. 116



疲勞による部 ← ——— 中央部

State を明に看取し得られ Slip 又は Shear により grain の displacement と deformation の状況は殊に明瞭であるが、一方溝付試験片の場合には溝の底部に僅の Slip の部分を認められるも、その内部は全く變形と變位を伴ふことなく其儘の状況で破斷した景況が明である。又切斷境界は多くは Ferrite の grain と grain の境界即ち Pearlite の部分に見られる等の現象は後に述ぶる疲労破斷面の場合に酷似してゐる。殊に溝底の點から約 0.5mm 迄は grain の中心を貫いて切れてゐるのは溝底に著しく大きな力が發生して先づ此部分が分離 (Trennung) を惹起し、其及ぶ範圍が 0.5mm 附近迄であつて夫から内部の方は破斷の瞬間に同時に離れるもので、内部に凹凸の甚しいのは内力の同一にあると共に短小時間で切れ而も Ferrite grain と Pearlite grain の境界で切れ易いことも明である。(及)溝の角度を變化する場合 前記 Ni 鋼の鍛造の儘のものから徑 15mm に切出した丸棒 14 本に對し、溝底の徑を 7.0mm に一定とし、溝の角度を次の 7 種に區分

した。

150°, 120°, 90°, 60°, 45°, 30°, 15°

之等試験片を抗張試験に依つて同様に測定した。その結果は次の通りである。

溝の角度を小ならしむる事に依つて抗張力を増す状況は附圖 No. 110 に示した。而して曲線を引延し角度 0° の時の抗張力を求める時は 109 kg/mm² となる。この値も前同様に分離抗張力とも見られる。丸棒による抗張力との比は 109/54.8 = 2 となり前の倍數とも一致する。尙本試験の結果角度の變化の爲に伸は餘り差を生じないが斷面收縮率は附圖 No. 111 に示す様に著しい差がある。之等抗張試験片の破面を比較に便利な様に並べた寫眞は附圖 No. 112 に掲げておいた。

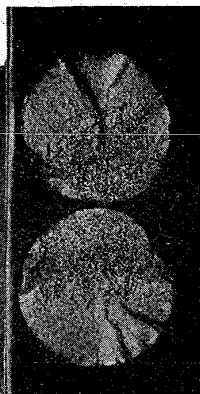
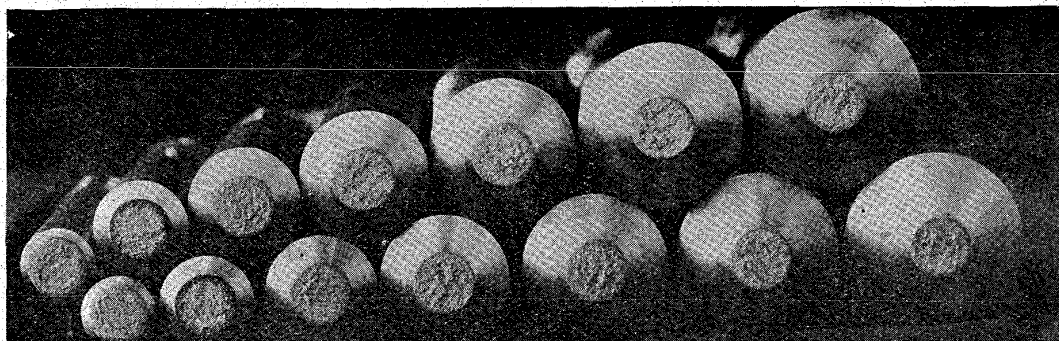
其 3 負荷速度の變化による抗張力の影響。供試材料は 1.5% Ni 鋼 (Bohler ENA) を使用し、前記溝付試験片 A を次の形狀に一定にし、負荷速度を種々に變化して、抗張力に及ぼす影響を試験した。負荷速度は破斷迄の時間(秒)を以つて示し

試験片 區分	溝底徑 mm	同斷面積 mm ²	溝の角度 X°	破斷荷重 kg	抗張力 kg/mm ²	破斷後 溝底徑 mm	斷面 收縮率 %	標點距離		油 %
								前 mm	後 mm	
丸棒 1	14.95	175.3		9,580	54.6	9.39	60.5	50	63.5	3.7
" 2	"	"		9,635	55.0	9.40	60.4	"	67.8	35.7
150° 1	1.92	37.6	150°	2,711	72.1	4.95	48.9	"	52.4	4.8
" 2	6.98	38.25	"	2,502	65.4	6.50	13.1	"	51.3	2.6
120° 1	7.01	38.7	120°	3,239	83.7	5.97	27.6	"	51.0	2.0
" 2	7.03	38.8	"	3,262	84.2	1.00	28.0	"	51.3	2.6
90° 1	7.02	38.7	90°	3,600	93.0	1.33	18.5	"	51.8	3.6
" 2	7.00	38.5	"	3,641	94.9	6.42	15.6	"	51.8	3.6
60° 1	6.96	38.0	60°	3,844	101.0	6.59	10.0	"	50.5	1.0
" 2	7.00	38.5	"	3,861	100.5	6.44	15.2	"	50.7	1.4
45° 1	7.00	38.5	45°	3,910	102.0	6.54	12.2	"	50.7	1.4
" 2	7.02	38.7	"	3,969	102.8	6.70	2.8	"	50.6	1.2
30° 1	6.73	37.8	30°	3,919	103.7	6.57	10.3	"	50.5	1.0
" 2	6.97	38.2	"	3,864	101.2	1.47	13.9	"	50.8	1.6
15° 1	6.69	35.0	15°	3,753	107.2	1.70	8.8	"	50.4	0.8
" 2	6.96	38.0	"	4,063	107.0	1.69	7.4	"	50.5	1.0

附圖 No. 109 Ni 鋼 (鍛造の儘)

附圖 No. 115

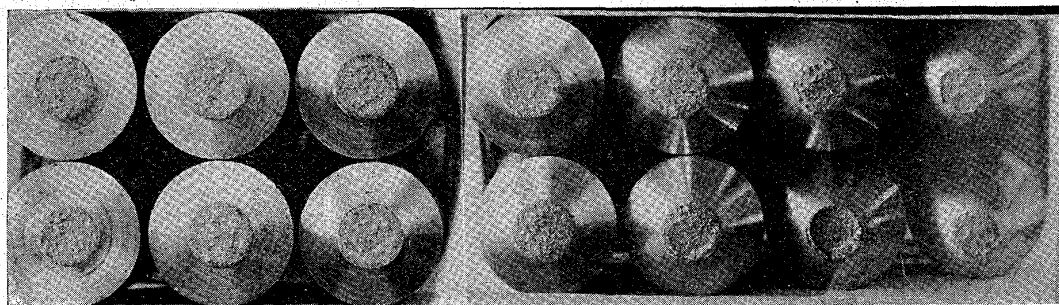
有溝抗張試験 (ニツケル鋼) 溝底の徑各 15 mm



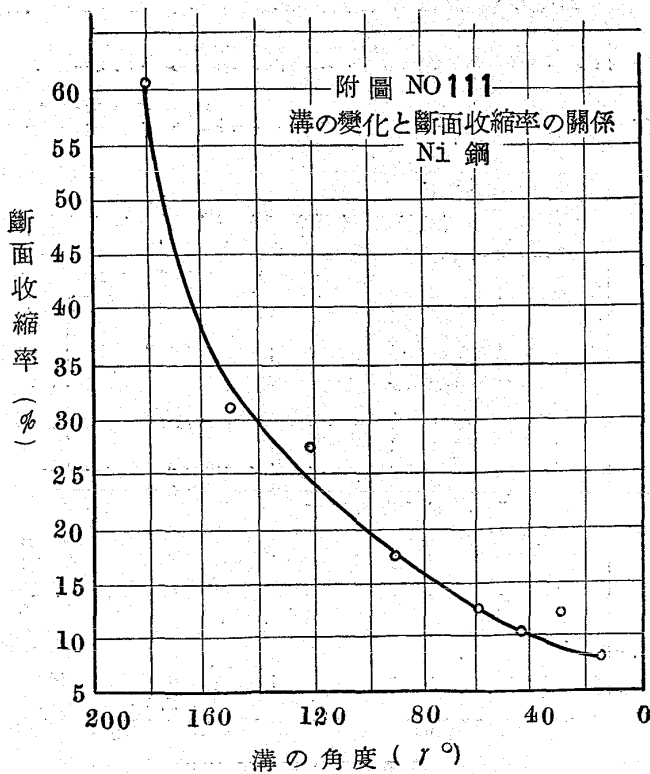
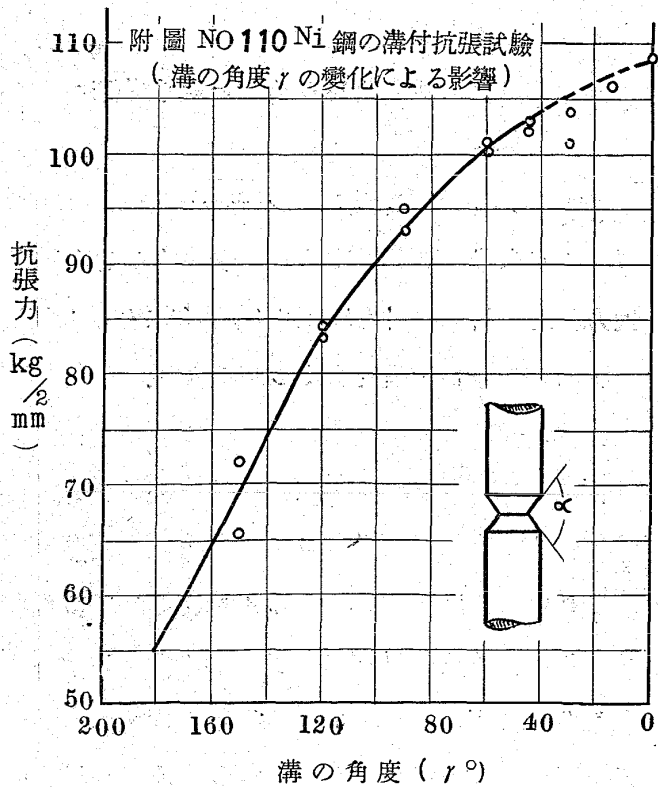
外徑 mm 19 23 27 31 35 39 43

Ni 鋼連續
衝擊掘撈試
驗
鍛造の儘
 $\gamma = 3cm$

附圖 No. 112



外徑 15mm 15 30 45 60 90 120 150
溝部徑 7mm 角度



た試験の結果は次表の通りである。

試験片寸法: 外径 1mm, 溝底径 70mm, 溝の角度 60°

破断迄の負荷時 (秒)	抗張力 kg/mm^2	破断迄の負荷時 (秒)	抗張力 kg/mm^2
6	89.6	26	79.1
7	84.2	35	80.0
10	84.5	66	79.2
15	82.8	134	79.3
18	79.0		

この結果を曲線に描けば附圖 No. 112 に示してある。茲に最興味ある事實は溝付試験の場合には負荷速度によつて著しい抗張力の差を生ずる事であつて、約 20 秒迄の各秒毎に變化が急で之以上には殆んど變化がないと云ふ結果になつた。普通は緩徐の負荷速度で行はれる故大體一定値を得られる。本試験では緩速の時約 $80kg/mm^2$ であるが急に行ふ場合 $90kg/mm^2$ 以上となり約 10% の増加となる。

之に對して丸棒の場合は速度の影響は材料の性状によつて異り断面收縮率の少いもの所謂脆いものは上記溝付試験片と同様に差が著しいが粘靱性の大きな材料は其差が尠い事を知る。例へば上記の材料で径 7.0mm の丸棒 (標點距離 50mm) に於る速度の變化による抗張力の關係は次の通りで

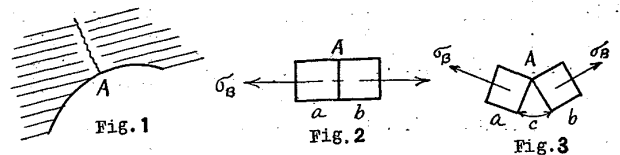
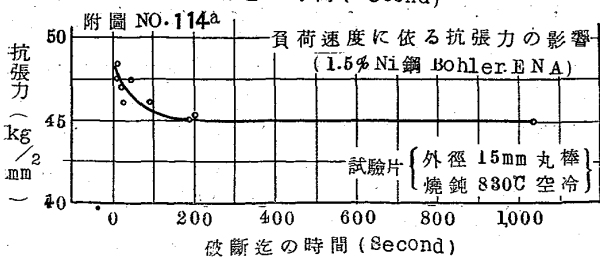
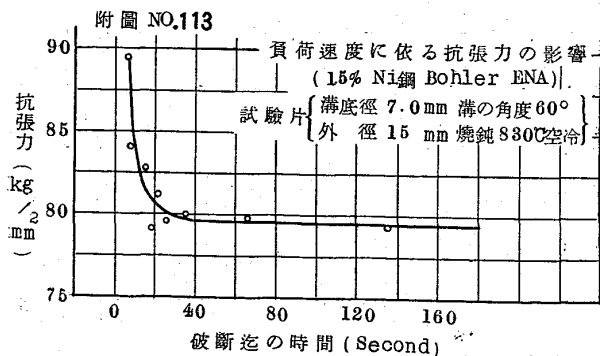
ある。但し本鋼は粘靱性大なる爲比例界以上の荷重では破断迄に相當の時間を要する爲に著しく短時間では切斷出來ない。其景況は附圖 No. 114 に示してある。

破断迄の負荷時 (秒)	抗張力 kg/mm^2	伸 %	断面收縮率 (%)
10	48.4	29.6	67.6
10	47.7	32.0	18.9
22.7	46.1	30.6	71.0
24.7	47.0	30.0	69.8
43.2	47.4	30.2	69.2
90	46.1	33.0	70.7
190	45.0	32.0	69.8
200	45.3	34.8	72.0
1,036	45.0	35.8	74.2

之等の結果から推論し得られる事は溝の付いた試験片では時間の影響を受ける結果分離破断の場合に想到すれば普通試験の場合よりも著しく大きな荷重を受けた事となつてゐるが極限荷重と丸棒による普通抗張力の比は $99.6/45 \div 2$ となり、結局溝付試験片の急速抗張の場合でも其極限は分離抗張力に等しいと云ふ事も推測される。換言すれば分離抗張力は試験速度には關係なく一定であると云ふ事が出来る。

其 4 疲労破断と分離破断 (絶對脆弱破断) の關係。

實際の場合、疲労現象の破断過程に於ては、先づ局部に龜裂となつて現はれる機構は前記分離抗張力以上の内力の發生に起因し所謂絶對脆弱破断を惹起するものと推定する事が出来る。



今實際に於ける A 點の局部龜裂發生の現象を考へると、該極小部分 A に於て a, b 兩 grain を想像すれば a, b は σ_B なる力で引離されたと推定出来る。此場合 Fig. 3 の様に離れるものと

思惟されるが、極小部分であるのと事實は殆んど Shear 又は Slip の様な變位變形を認め難いので、Fig. 2 の様に單純な抗張力 σ_B によつて引離されるものと認めて差支ない。此場合の σ_B は疲勞によつて低下した分離抗張力に等しいものと考へられる。

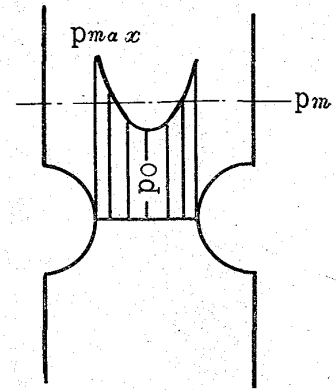
なほ一般に各種機構上 γ 又は溝の部分には如何なる内力がかかるにせよ、例へば抗張力、剪斷力、屈撓力、捻廻力等の力がかかるとしても破斷は Slip 又は displacement を伴はない事に想到すれば、局部的には抗張力によつて引離されると見做される。此場合絶對脆弱破斷状態とすれば當然分離抗張力以上の力を受けた事となる。而して從來知られて耐久限界は鋼類では 0.4~0.6 倍(抗張力の)に相當すると云ふ事實に對し最小限 2 以上の安全係数を設計上必要とする事實にも符合してゐる。

又光弾性學に於て Prof. Coker は次の試験片の p_{max} は極限に於て平均 p の 2 倍に等しくなると言ふ理論を述べてゐるが、之と一致してゐることも興味ある事實である。

從來疲勞限界の平均値に就ては其發表された論文極めて多く、又偏光弾性學的に内分布の狀況を研究された結果も非常に多いが破斷現象を脆性状態とし其絶對値に就ては餘り發表されてない。本論文は平均疲勞限界以外に形状、工作、熱處理等の總ての條件を考慮に入れて最弱點の存在を假想し該點の破斷すべき絶對値を求めて之を分離抗張力と名付けたのである。

分離抗張力と疲勞による破斷内力との關係を觀察するに、多くの場合、疲勞試験に於て、繰返動荷重の加はると共に其材料としては一種の加工を

受けた事となり、最初有した材料固有の分離抗張力は漸次加工の進捗につれて大となり或極限に到達する。而して遂に最高の安全分離抗張力を有するに到るものと想像される。此點迄は材料自身は寧ろ強化されたものと言はれるが、此瞬間を超ゆるならば局部的には内力震盪とも稱し得る状態に到り、即ち疲



勞彈性界とも稱せらる可き時期を越すものと推定される。此時期を過ぐる時は最弱點局部の分離抗張力は著しく低下し、其點から先づ分離破斷を生ずるものと思はれる。其後は溝の影響を受けて益々内力の集中となり龜裂を進行して折斷に到達する。

今再び局部分離破斷に到る迄の grain の受ける内間震盪に就いて探究する。局部に分離破斷を起す爲には先づ内力傾斜に就いて考へる必要がある。溝、疵又は γ 部の grain を考へるならば隣接した grain 間に内力傾斜がある爲に變形を生じ易く、殊に傾斜の大きな程互の摩擦によるか振動的に變形を繰返すために其間に熱を發生し或は Shear を起し grain と grain との間に弛みを生ず。弛みは絶えずかかる内力傾斜による部分的加工によつて硬化するも、或程度を越す時は弾性を失ひ脆性を増し、場合によつては永久變形を飽和状態迄蓄積し之以上増加せぬ域に迄到達する。此状態を超せば局部的に内力震盪を生じ容易に分離破斷を惹起するものと推定される。

今この現象を實驗的に觀察する爲、前述の 6%

Ni 鋼を用ひ Amsler Hammer Machine で連續打撃を加へて切斷した状態を比較して見る。本試験片は1分間の打撃回数約320回であつて、破斷迄に要した打撃回数は362,670回である(但、Hammerの活量 $\gamma-3cm$)而して破斷試験片は完全に兩斷されず、半ばは依然附着してゐたので後で之を2つに折り其の破面の景況を寫眞に撮つた。附圖 No. 115 がそれである。粗鬆な破面は後から折つて離した部分で、平滑な部分は疲勞の爲に逐次龜裂の進行した部分である。此破面を縦に截斷して grain の狀況を見る時は附圖 No. 116 に示す通りであつて、中央の凹凸の少い部分が境界となつて左方は疲勞による龜裂の進行部分である。疲勞破斷の部分が比較的平滑であるのは荷重の繰返負荷の際に其面を擦る爲に削り去られる爲である。grain の狀況から見て殆んど溝付抗張試験の場合に等しく Slip 及 deformation を伴はないことが明瞭である。

其 5 推論 以上各種溝付抗張試験の結果から得られる主なる結論を摘すれば次の通りである。

- (1) 分離抗張力は溝の深さ、溝の角度、溝底の徑を一定とし外徑を變化する等何れの場合でも其極限状態を推定する事によつて求められ何れも丸棒で得られた抗張力の約2倍である。而し鋼では靱性の大きい状態例へば Sorbite, Austenite, Pearlite 等の組織では殆んど2倍であるが、焼入状態又は低温焼戻状態の様な Martensite 組織や tungstite, double carbide 等の組織にあるものは2倍以下であつて多くは1.5附近にある。
- (2) 従來設計上又は強度認定上の基礎として用ひた丸棒による抗張力は疲勞破斷の實驗から考慮

して鋼では約其 1/2 が耐久限界に相當してゐる故に、之を分離破斷の見地から見ても當然2の係數が必要と考へられる。

- (3) 分離抗張力の設計上の基礎とする事は次の様に考へてもよい。即ち従來の抗張力は所謂 Slip 又は deformation を含んだ平均抗張力であつて總ての部分に安全だと云ふ力ではない。例へば機械部分には何處かに最危険と見做される局部の存在する事は想像されるも(楔溝、ネヂ谷底の如き)之等の危険部分を考慮に入れる時は普通の抗張力の約2倍の内力が誘發される。故に2倍にとる事は概ね必要であつて充分であると考へられる。故に如何なる部分でもかゝる危険部の存在しないものはないから豫め之を想像して強度計算には此係數を用ふる必要がある。
- (4) 分離抗張破斷は疲勞破斷機構に似てゐる。殊に兩者共に Slip や deformation 等無く元の儘の位置で切離される。殊に破面の景況や顯微鏡的に見て兩者極めて酷似してゐる。但疲勞の場合には分離抗張力は絶對不變のものに非ずして、繰返加工と共に絶えず變化するのである。其變化の狀況は次の様に考へられる。即ち疲勞の場合には繰返震動的荷重の爲に局部に内力傾斜が生じ、之が cyclical に而も harmonic motion を以て+-の方向に働き従つて加工される。然る時は最初或程度迄は硬化し分離抗張力を増すも、此點を超せば局部にかゝる震動的荷重の蓄積により許し得る永久變形は飽和し、遂に「弛み」を生ずるに至る。即ち最後の一荷重で分離破斷を惹起する様な状態に局部が變質するものと考へられる。斯くて最初局部に溝が出来、溝が進行して notch effect の作用で逐

次龜裂を内部に侵入せしめ遂に破斷に到達する。局部と稱するのは丸棒では外圍の一部、部品では楔、溝底、ネジの谷底、曲軸類では γ の部分等を云ふ。

(5) 従來の設計上破斷荷重は全斷面一様に負荷されるものと假定し、破斷は全斷面同時に起るものと想像する故に斷面の大きを増せば安全であると思ふのは誤である。何となれば本論文に述べる様に局部に龜裂を發生し、逐次侵入し、遂に破斷に到ると考へる時は此龜裂の發生が疲労限界否破斷と同一視すべきである。

従來抗張力の代に弾性界或は降伏點と稱した荷重を設計の基礎とすべしと言ふ議論も同様に適當でない。何となれば之等の内力はすべて一般的に負荷するものとして考慮するのであるが、事實疲労の場合は局部の grain に就て變形變位を伴はない Stress を受ける所謂分離破斷現象の考を以てするを至當とする故に、之等降伏點や弾性界の意味とは根本的に趣を異にする事を知るからである。

(6) 疲労破斷と分離破斷の關係から見れば材料の保有する特有の抗力要求は絶對的であると稱し得られる。即ち寸法さへ大にすれば如何に弱い材料でも差支ないと考へられる計算式によつて計算することは適當でない。例へば軸類の徑を

決定する一般式として

$$d^3 = \frac{5 \cdot 1 \sqrt{M^2 + T^2}}{f}$$

但 d = 軸の徑 M = 屈撓モーメント

T = 捻回モーメント f = 捻廻による剪斷力とあるが、この式から d を決定するとして若し f を小にとるならば d を大きくすればよい譯であるが、疲労破斷には局部にかゝる一定の分離抗張力以上では如何に d を大きくしても f の小なる時に龜裂を生ずる事が既定の事實であるとすれば、 d を大きくする事は龜裂が生じて折れる迄に時間が長くかゝると認められるだけである。

従つて熱處理の撰定上分離破斷を局部に惹起する様な弱い状態にあつたとすれば d の大小に拘らず不安心である。例へば Salmson 230 馬力發動機曲軸や其他佛國製發動機に CN₅ 級で而も焼戻温度 650°C 附近を撰んだものは Sorbitic structure にあつて、極めて疲労には弱い状態であるから、結局假に $d=60$ mm であるのを 70 mm にしたとしても依然として局部に Trennung を惹起し安心出来ない。依つて従來の Ni-Cr 鋼 (86kg 鋼) より 94kg Ni-Cr 鋼を使用しなくてはならぬ所以も了解出来るのである。