

(昭和 60 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

曲げ角度を有する軟鋼線材の引張疲労強度

正員 小 林 佑 規* 正員 青 木 元 也*

Pulsating Fatigue Strength of Low Carbon Steel Wires with Weave Angle

by Yuki Kobayashi, *Member* Genya Aoki, *Member*

Summary

A composite material, ferrocement, is a thin cement mortar with multiple layers of reinforcing mesh. The strength of composite materials is dependent upon the strength of reinforcing materials. The purpose of this paper is to investigate the fatigue strength of reinforcing meshes used for ferrocement. Specimens with weave angle are extracted from square woven wire cloths, and tested under pulsating load. The woven wires used for these specimens are about 1 mm diameter-cold drawn and galvanized low carbon steel wires. The sizes of mesh openings are 6, 8 and 10 mm. For the comparison, 2%- and 5%- prestrained woven wires and a straight wire are also tested. The summary of concluding remarks is as follows.

The knuckle points of the specimens are subjected to bending moment as well as axial load. Therefore the S - N curve between the nominal stress S and the number of cycles to failure N does not have linearity. On the high stress level close to the yield point where the weave angle is diminished, the fatigue strength is improved by work hardening, though the shortest fatigue life appears on the middle stress level. Therefore this S - N curve may be difficult to be applied to design purposes.

On the middle stress level of S - N curves, the fatigue life shows minimum cycles when the extreme fiber stress of a knuckle point calculated by elastic analysis has maximum value. The maximum strains, or peak strains, calculated by elastic stress analysis at a knuckle point are used to convert a S - N curve into a ϵ - N curve. The obtained ϵ - N curve is given by $\epsilon \cdot N^{0.148} = 0.0206$. The equation provides a significant coverage for all the experimental data of the specimens with different weave angles. The fatigue strength at $N = 2 \times 10^6$ cycles becomes $\epsilon = 0.0024$. This value is close to the proof stress (2% strain), the fatigue strength (2×10^6 cycles) of the straight wire and the 5%-prestrained woven wire. This ϵ - N curve can be applied easily to design.

1 緒 言

フェロセメントは、小型船舶、ポンツーン、タンクなど薄板の構造材料として広く用いられている。この複合材料は、モルタルをマトリクスとし、細い線径でかつ網目間隔の小さな金網などを積層して補強材としている。複合材料の静的強度および疲労強度特性は、補強材の強度特性に依存するところが大きい。従来より、フェロセメントの疲労試験では、荷重一定あるいは変位一定の曲げ疲労試験が行われている¹⁾。疲労破壊の基準としては、モルタルのひびわれ、補強材の破断および試験体のたわみなど種々のクライテリオンが研究者によって用いられている。いずれにしても、フェロセメントの疲労破壊

は、モルタルにひびわれが生じ、次いで補強材の疲労破壊へと進行していく。そのため、まず補強材の疲労強度を把握しておく必要があるが、軟鋼線材の疲労特性について公表されている文献はほとんど見当たらない。また、金網の線径は 0.5~1.6 mm 程度であり、特に織金網の場合は曲げ加工が施されているため疲労設計は、極めて複雑となる。著者らが、フェロセメントの曲げ疲労試験を予備的行ったところ、バラツキの大きなデータとなった。

本報告は、3種類の軟鋼製織金網から曲げ加工されたままの素線を採取し、静的引張および引張疲労試験を行い、それらの特性について調査したものである。さらに、曲げ加工素線との比較のため、曲げ加工前の伸線材および曲げ加工素線に予歪を与えた素線についても疲労

* 運輸省船舶技術研究所船体構造部

試験を行った。曲げ加工によって生じた屈曲部には、曲げモーメントと軸力が作用するため、かなりの低応力レベルの引張りにおいて屈曲部が塑性変形する。このことから、公称応力範囲を基準とする S-N 線図は、直線で表わすことができない。そのため、最近原子力発電プラントおよび海洋構造物の疲労設計に採用されつつある Design by Analysis の考え方²⁾に倣って、屈曲部近傍における仮想弾性応力から算出したピーク歪によってデータを整理し、 ϵ -N 線図を求めた。この ϵ -N 線図は直線で表わされ、フェロセメントの疲労設計のみならず、屈曲部を有する部材の疲労設計に応用できると考えられる。

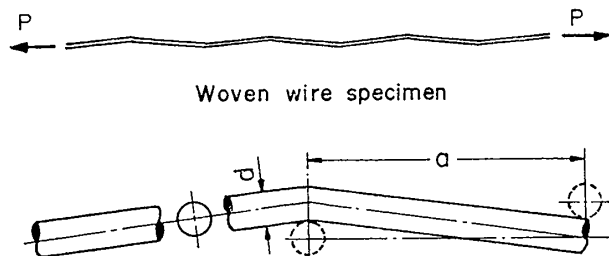
2 供試線材

供試線材は、JIS G 3555 で規定する平織金網 (PW-G) を解したままの素線であり、形状を Fig.1 に示す。線径 d は公称 1 mm、網目間隔 (芯々距離) a は公称 6, 8 および 10 mm であり、以下これらをそれぞれ供試素線 6W 材、8W 材および 10W 材と呼ぶ。また、金網として織り曲げ加工される前の伸線材を AD 材と呼ぶ。予歪材とは、10W 材に公称歪 2% および 5% の塑性歪を与えた素線である。

平織金網の素線 (AD 材) は、鉄線 (JIS G 3532) で規定される亜鉛メッキ鉄線 1 種 (SWM-G1) である。この素線は、軟鋼線材 (JIS G 3505, SWRM 6) を常温で伸線して普通鉄線 (SWM-B) とし、熱処理 (焼なまし) した後に均一な亜鉛メッキを施したものである。供試素線の化学成分を Table 1 に示す。

3 試験方法

疲労試験は、それぞれの素線について、定荷重の引張り片振り (応力比 $R=0$) で行った。予歪材については、荷重方向の見掛け上の歪が静的引張りにより規定値に達



Details of woven wire element

Fig. 1 Specimen

Table 1 Chemical compositions

Material	C	Mn	P	S	Si
(1) SWRM 6	≤0.08	≤0.60	≤0.045	≤0.045	-
(2) Woven wire (10W)	0.04	0.19	0.017	0.007	0.01

(1) from JIS G 3505, (2) from Mill sheet

したのち直ちに疲労試験を開始した。

試験は、室内常温にて破断まで連続運転して行われ、随時荷重と荷重方向変位を計測し、記録した。なお、疲労試験機は、供試素線がクランプ末端で破断しないよう工夫したもので、ロードセル最大容量 50 kg の空気圧を動力源とした試作機³⁾を用いた。試験部素線の基準長は、すべての試験について $GL=300$ mm とした。疲労試験における繰返波形は、ほぼ正弦波であり、繰返速度は 200~300 cpm であった。

4 試験結果および考察

4.1 静的引張特性

4.1.1 公称応力-歪線図

各供試素線の静的引張試験から得られた機械的性質を Table 2 に示す。Table 2 の記号は、Fig. 2 に示す 6W 材の公称応力-歪線図と対応し、次のように定義される。

Fig. 2 の縦軸は、公称応力 σ_N であり、荷重 (軸力) を公称断面積で除した値である。横軸は、供試素線の荷重方向変位に対する変位量から求めた見掛け上の歪 ϵ_N である。公称応力-歪線図を巨視的に見て、最初の比例部分を見掛け上の弾性係数 E_1 とし、その上限応力を σ_{py} とする。次いで生ずる比例部分の変形を見掛け上の弾性係数 E_2 とし、その限界点で歪が著しく増大することから、その点を引張りによる全断面降伏点 (以下降伏点という) σ_{gy} とする。公称応力が σ_{gy} を越え、数 % の塑性変形が生じ加工硬化が進行した状態から除荷し、

Table 2 Mechanical properties

Specimen		6W	8W	10W	AD
Wire diameter (mm)	d	1.08	0.987	1.00	1.00
Mesh openings	a	6.2	7.9	10.0	-
Modulus of elasticity (Apparent)	E_1	5100	5300	5500	8200
	E_2	640	1020	1860	-
	E_3	17500	18200	18600	18600
Yield point (Apparent)	σ_{py}	14.7	12.7	14.2	-
	σ_{gy}	34.3	31.0	33.1	-
Proof stress (kg/mm ²)	$\sigma_{0.2}$	-	-	-	27.9
Ultimate tensile strength	σ_{uts}	41.0	37.4	42.0	38.2
Stress ratio	σ_{py}/σ_{uts}	0.359	0.340	0.338	-
	σ_{gy}/σ_{uts}	0.837	0.829	0.788	-
	$\sigma_{0.2}/\sigma_{uts}$	-	-	-	0.730
Elongation					
Break (G.L. = 50)	ϕ_B	20.4	24.2	20.0	20.9
Not break	ϕ_U	10.5	12.1	12.0	17.8

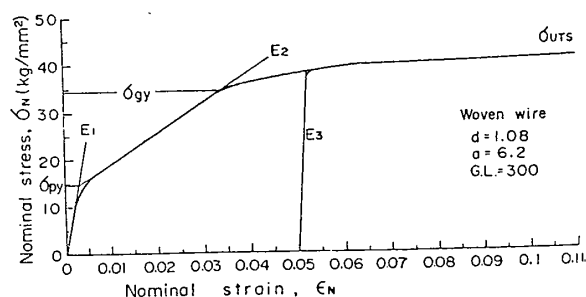


Fig. 2 Nominal stress-strain curve

再負荷したときの弾性係数を E_3 とする。最大引張荷重における公称応力を最大引張応力 σ_{UTS} とする。

供試素線の屈曲部には、曲げモーメントと軸力が作用する。そのため、弾性範囲における屈曲部の最大応力 σ_{max} は、力の静的釣合いから (1) 式で与えられる。

$$\sigma_{max} = P/A + M/Z = (\cos \theta + 4)\sigma_N \quad (1)$$

ここで、 P は軸力、 M は屈曲部に加わる曲げモーメント ($=Pd/2$)、 A および Z は素線の断面積および弾性断面係数、 θ は weave angle ($=\tan^{-1} d/a$) である。(1) 式によると、最大応力は公称応力のほぼ 5 倍となる。後述の計算によると、公称応力 σ_N がほぼ σ_{py} のときに屈曲部は、軸力と曲げモーメントによって全断面塑性状態になる。したがって、 E_1 の弾性係数をもつ変形は、弾性状態から屈曲部が全断面塑性状態になるまでの過程であり、 E_2 の範囲の変形は、曲げモーメントが減少し、軸力が增大していく過程と見做すことができる。

このような変形挙動を確認するために、有限要素法プログラム MARC を用いて、弾塑性大たわみ解析を行った。その計算結果を実験値とともに Fig. 3 に示したが、両者はほぼ一致している。また、この計算から得られた変形および応力分布から判断して、上述の推定は正しいといえる。

4.1.2 供試素線の機械的性質

供試素線はそれぞれチャージが異なるため、破断荷重に相当する最大引張応力には差が見られる。したがって、強度については、最大引張応力に対する割合で評価することとし、Fig. 4 に応力比-歪線図を示した。

E_1 については、各供試素線に差がほとんど見られないが、 E_2 はいちじるしく異なっている。網目間隔が小さく、曲げ加工が大きい程 E_2 の変形範囲が大きい。即ち、weave angle が小さくなる程応力比-歪線図は伸線材のそれに近づく。

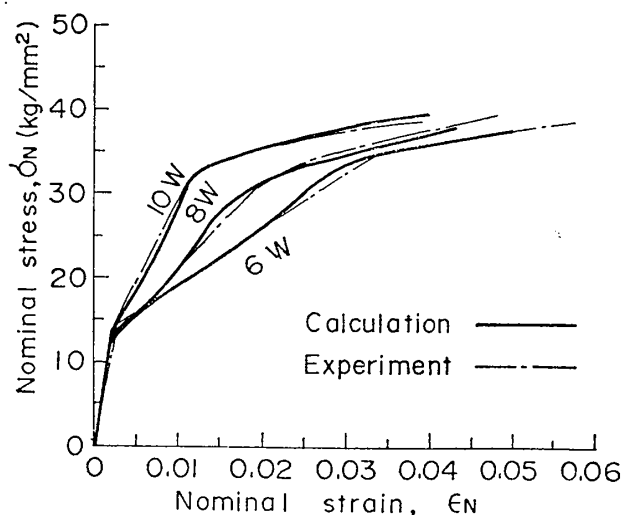


Fig. 3 Calculated nominal stress-strain curves

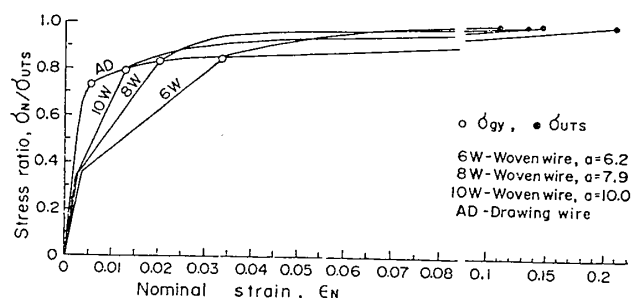


Fig. 4 Nominal stress ratio-strain curves

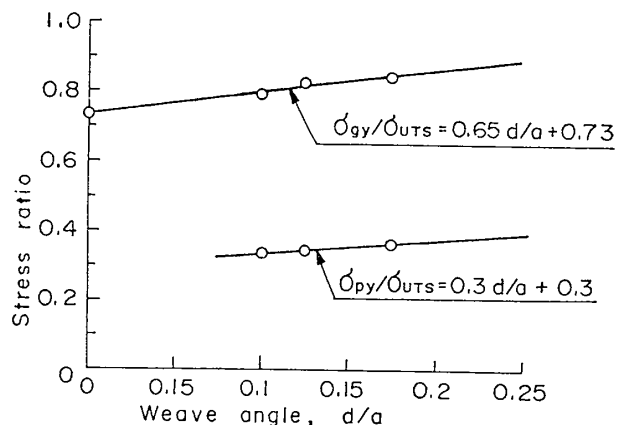


Fig. 5 Effect of weave angle on σ_{gy} and σ_{py}

Table 2 において、 ϕ_B は破断箇所を含む $GL=50$ の破断伸びであり、 ϕ_U は破断箇所を含まない部分 $GL=100\sim150$ の一様伸びである。 ϕ_B は、各素線間に差はないものの、織金網素線の ϕ_U は ϕ_B のほぼ 50% であった。

供試素線の降伏点は、Fig. 4 によると、それぞれ AD 材の耐力 $\sigma_{0.2}$ を越えた変形過程上に位置していた。このことから、 σ_{UTS} に対する σ_{py} および σ_{gy} と d/a との関係を図示すると、Fig. 5 となる。 σ_{py}/σ_{UTS} および σ_{gy}/σ_{UTS} は、いずれも d/a の増加により直線的に増加している。これは、屈曲部近傍の塑性変形によって生ずる加工硬化の領域とその進行度合によるものと解される。

なお、 2×10^6 サイクル以上の回数に達した試験片について、静的引張試験を行った。その結果 6W 材および 8W 材の E_1 が 8900 kg/mm^2 に、10W 材の E_1 が 8300 kg/mm^2 に上昇した。また 6W 材の σ_{py} が 18.4 kg/mm^2 に上昇したが、その他の機械的性質はほとんど変化なかった。

4.2 疲労強度特性

供試素線の引張疲労試験結果から、公称応力範囲に基づく $S-N$ 線図、疲労限度 (2×10^6 回強度)、破断位置および最低寿命となる応力レベルについて検討する。次いで屈曲部のピーク歪から $\epsilon-N$ 線図を作成する。

4.2.1 $S-N$ 線図

縦軸を公称応力範囲 σ_{NR} 、横軸を破断までの繰返数 N

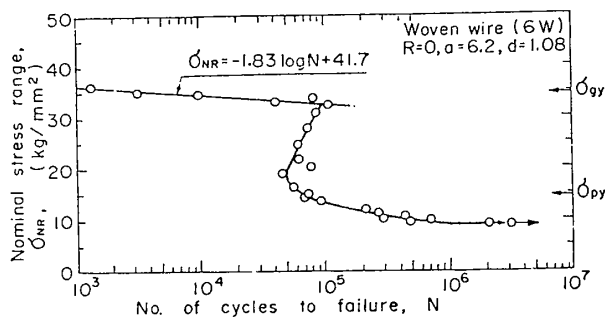


Fig. 6 S-N curve (6W woven wire)

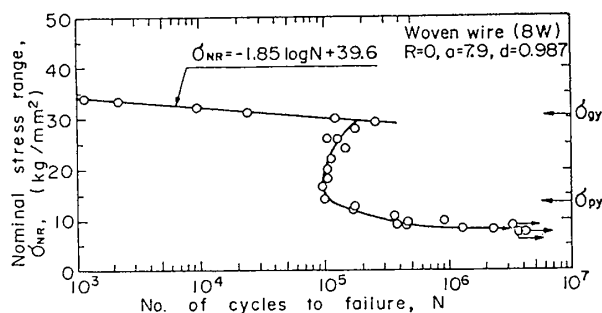


Fig. 7 S-N curve (8W woven wire)

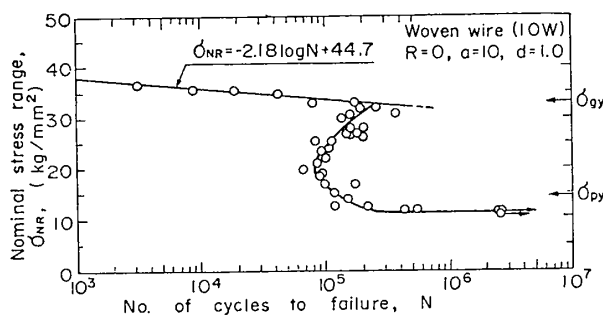


Fig. 8 S-N curve (10W woven wire)

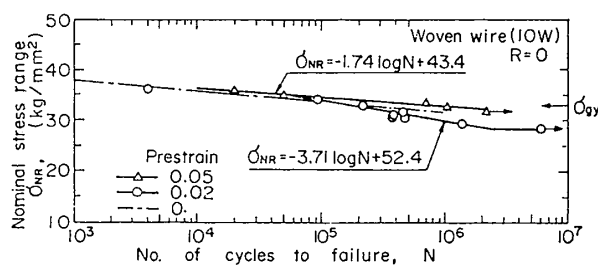


Fig. 9 S-N curves (10W prestrained woven wire)

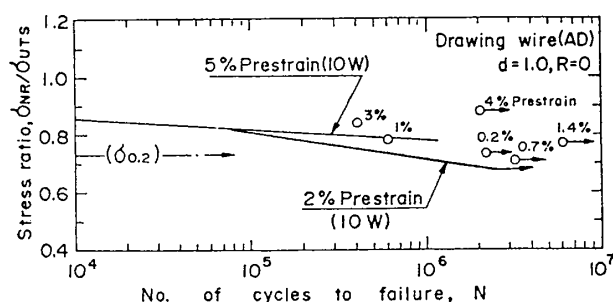


Fig. 10 S-N curves (As drawing wire)

とした供試素線の S-N 線図をそれぞれ Fig. 6~Fig. 8 に示す。また、Fig. 9 は、10 W 材に予歪を与えた素線の S-N 線図であり、Fig. 10 は AD 材のもので縦軸を応力比 σ_{NR}/σ_{UTS} とした。

織金網素線の S-N 線図は、Fig. 6~Fig. 8 に見られるように、いずれも複雑な曲線となった。降伏点に近い応力範囲から低サイクル領域にかけての高応力レベルにおける S-N 線図は、いずれの素線においても直線で表わすことができる。しかし、降伏点 σ_{gy} より数 kg/mm² 低い応力範囲から中応力レベルに至るまでは、負荷応力範囲が減少するにつれて破断繰返数が低下する傾向がみられる。さらに、応力範囲が低応力レベルになると、破断繰返数は負荷応力範囲の減少とともに増大し、疲労限度に達する。また、6 W 材、8 W 材、10 W 材と織金網の網目間隔が大きくなるにつれて、低応力レベルにおける疲労強度の減少がいちじるしくなる。このように複雑な形状をした S-N 線図が得られた要因は、素線に曲げ加工が施されているためである。即ち、定性的には、高応力レベルでは屈曲角度が水平に近くなり、曲げの影響が少なくなるため引張モードの疲労試験に近く、低応力レベルでは応力集中部を有する曲げ疲労試験に近くなるためと考えられる。

供試線材を補強材としたフェロセメントの疲労試験においても、本実験結果と同様な S-N 線図に起因すると考えられる例がある。たわみを一定としたフェロセメント板の曲げ疲労試験⁴⁾を応力で整理した S-N 線図は、実験点が高応力レベルと低応力レベルに分かれる。本試験における高応力レベルに相当するフェロセメントは、板の表面に大きなひびわれが生じている。低応力レベルに相当するフェロセメント板は、ひびわれ幅が小さい。さらに、ひびわれ強度を負荷した疲労試験では、 2×10^6 回の繰返数において、フェロセメント板は破断していない。また、Balaguru⁵⁾らは、フェロセメント板の疲労試験において、バラツキの大きな実験点に対して回帰直線を求め、設計用の S-N 線図を提案している。著者らがこのデータを見る限り、実験点を連ねた曲線は、明らかに本試験で得られた S-N 線図と同様な形状をしている。さらに、小さな角変形を持つ溶接継手の疲労試験⁶⁾においても、本試験における S-N 線図ほど顕著ではないが、高応力レベルで疲労強度が改善され、中応力レベルで寿命が低下する傾向が見られる。

一方、Fig. 9 の予歪材の S-N 線図は、直線で表わされ、疲労強度がいちじるしく向上している。これは、予歪を与えることにより屈曲部が直線状に近くなるため、曲げの影響が小さくなっているためと考えられる。さらに、溶接継手などの構造不連続部に予加工を与え、応力集中を緩和することにより疲労強度の改善が計られるこ

と同一とみてよい。伸線材 (AD 材) の疲労試験では、耐力を越えると歪が不安定となるため、繰り返しの第 1 サイクルで予歪を与えた状態となる。そのため、Fig. 10 には、第 1 サイクルで生じた予歪量を記入するとともに、実験点を σ_{NR}/σ_{UTS} でプロットし、また、比較のために 10 W 材における予歪材の S-N 線図を再掲した。1% および 3% の予歪が第 1 サイクルで生じた試験片は、破断しているが、他の試験片は耐力を越えても破断しておらず、 2×10^6 回強度を耐力とすることができよう。

前述の S-N 線図において、高応力レベルの直線部分を、最大引張応力に対する応力範囲の比 σ_{NR}/σ_{UTS} と N を用いて (2) 式で表わす。

$$\sigma_{NR}/\sigma_{UTS} = -k \log N + C \quad (2)$$

ここで k および C は材料定数であり、それらの値を Table 3 に示す。予歪のない素線の定数 k および C は、網目間隔が大きくなるとそれぞれ大きくなる傾向があるが、(2) 式で示される S-N 線図は、供試素線の相違によってほとんど変わらないといえる。2% および 5% 予歪材の S-N 線図は、 10^4 サイクル以上の繰返数に対して (2) 式で表わすことができる。2% 予歪材の傾斜は、5% 予歪材のそれより大きく、予歪のない素線の高応力レベルの傾斜は両者のその中間である。

4.2.2 疲労限度 (2×10^6 回強度)

各供試素線の 2×10^6 サイクルにおける応力範囲を σ_{NF} とし、Table 4 に示した。また、最大引張応力および降伏点に対する σ_{NF} と weave angle との関係を図 11 に示す。

2×10^6 回強度は、AD 材の場合 σ_{UTS} の 73% であ

Table 3 Material constants, k and C

Specimen	Mesh openings a (mm)	Prestrain	$\sigma_{NR}/\sigma_{UTS} = -k \log N + C$	
			k	C
6 W	6.2	0	0.0445	1.016
8 W	7.9	0	0.0495	1.058
10 W	10.0	0	0.0519	1.066
		0.02	0.0884	1.248
		0.05	0.0414	1.032

Table 4 Fatigue strength at 2×10^6 cycles under pulsating load

Specimen	Mesh openings (mm)	Pre-strain (%)	σ_{NF} 2×10^6 (kg/mm ²)	σ_{NF}/σ_y	σ_{NF}/σ_{UTS}
6 W	6.2	0	9.0	0.262	0.220
8 W	7.9	0	8.0	0.258	0.214
10 W	10.0	0	11.5	0.347	0.274
		2	29.0	0.876	0.690
		5	32.4	0.979	0.771
AD	-	0	27.9	1.00	0.730

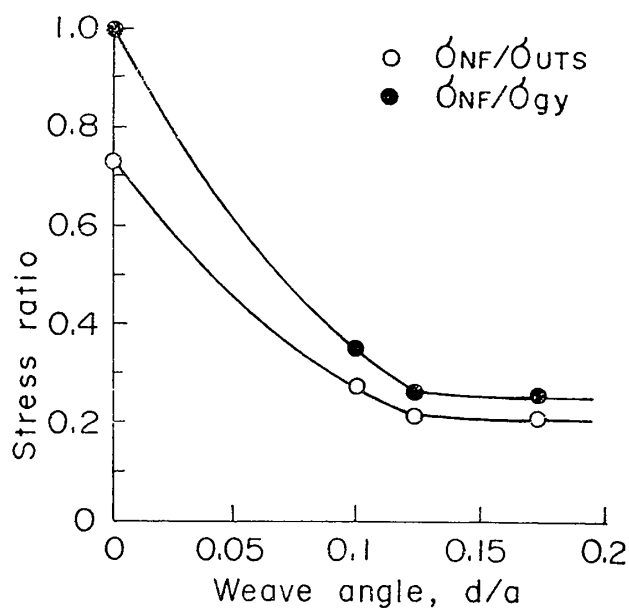


Fig. 11 Effect of weave angle on fatigue strength at 2×10^6 cycles

るが、10 W 材は σ_{UTS} の 27%、6 W および 8 W 材はそれぞれ σ_{UTS} の 22% および 21% に低下する。Fig. 11 によると、 σ_{NF}/σ_{UTS} は、 d/a の増加によりいちじるしい減少を示しているが、 $d/a \geq 0.12$ では低下しない傾向となっている。

一方、予歪材の 2×10^6 回強度は、予歪量 2% および 5% に対してそれぞれ最大引張応力の 69% および 77% に改善される。また、降伏点に対する 2×10^6 回強度は、2% 予歪材の場合 88% であり、5% 予歪材のそれは降伏点近くまで向上する。さらに大きな予歪が与えられると、疲労強度は一層向上すると推定される。

このように、予加工による疲労強度の向上は、既往の研究^{7),8)}に見られるところである。その要因は、残留応力と加工に伴う材質変化であるとされており、特に加工硬化による影響が大きい。本試験の場合、予歪は、まず曲げ角度を減少させている。次いで高応力レベルの実験であるので、残留応力は繰返しの初期でいちじるしく減少する。そのため、予歪材の疲労強度の向上は、加工硬化によるものであるとみてよい。

4.2.3 破断位置および破面の巨視的観察

疲労試験における破断位置および破面について、巨視的観察を行ったところ次のとおりであった。

ほぼ降伏点を越える応力範囲の疲労破壊は、いずれの供試素線においても、屈曲部からやや離れた位置で破断した。この場合、亀裂が進展して破壊した様子は見られず、静的引張破面に類似した断面収縮型の破面を呈し、破断面中央部は平坦であった。応力範囲が降伏点より低い場合は、屈曲部近傍で生じた疲労亀裂が進展して破断した。亀裂の進展した疲労破面は、負荷応力範囲が低応力レベルになるに従い多くなっていた。

繰返し中に生ずる伸びは、断面収縮型破壊の場合、繰返しの第1サイクルから破断に至るまで生じ、破断繰返数に近づくほど大きかった。一方、応力範囲が降伏点より低い応力範囲から $S-N$ 線図の中応力レベルで最低寿命を示す応力範囲である場合、繰返し中に生ずる伸びは、応力範囲が降伏点に近いほど繰返し初期に多く生ずるが、数百ないし数千サイクルのうちに停止した。この停止繰返数は、破断繰返数のほぼ 20~30% であり、破断時に測定した伸びは、1~3% 程度であった。応力範囲が中応力レベル以下の場合には、繰返し中の伸びはほとんど生じなかった。

また、疲労試験にて破断した試験片の線径は、負荷応力範囲が降伏点を越える場合、屈曲部近傍が太く、屈曲部間の直線部分は伸びて細くなっており、これらの境界にはくびれが見られる試験片もあった。

このように、高応力レベルの疲労試験における破断位置および繰返し中に生ずる伸び挙動を理解するために、前述の有限要素法の計算結果から、素線の最外縁の塑性歪分布を調べた。各供試素線について、応力範囲が σ_{py} , $(\sigma_{py} + \sigma_{gy})/2$, σ_{gy} および降伏点を越えた場合についての塑性歪分布を Fig. 12 に示す。縦軸は塑性歪であり、横軸は、網目間隔 a に対する屈曲部からの距離 l の割合 l/a である。B₁ 点は屈曲部を示し、B₃ 点は網目間隔の中央を示す。また B₂ 点は、 σ_{gy} において圧縮塑性歪が生じている境界点を示す。Fig. 12 において、いずれの素線も応力範囲が降伏点以下の場合、B₁ 点の引張縁塑

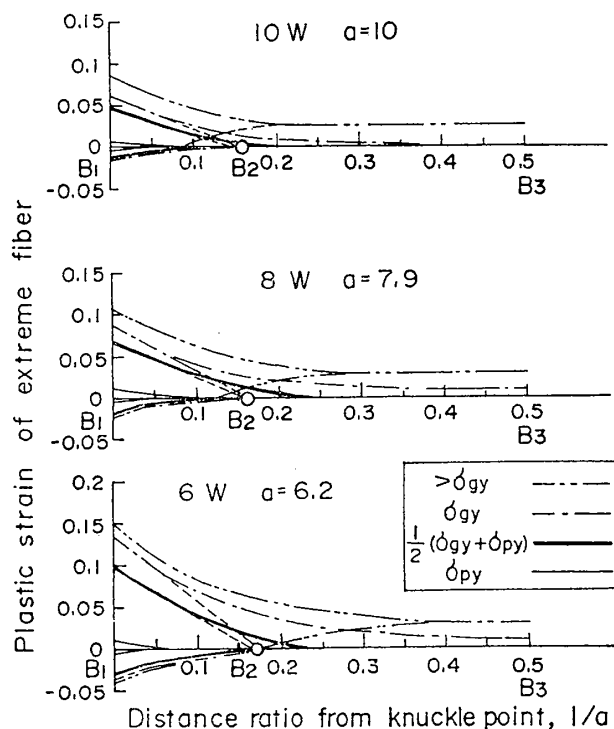


Fig. 12 Distribution of plastic strain on extreme fiber

Table 5 Distance between failure section and knuckle point

Specimen	Mesh openings a (mm)	l_D (=0.16a) (mm)	Static tensile failure l_s (mm)	* Mean value Fatigue failure l_F (mm)	
				$\sigma_{NR} \geq \sigma_{gy}$	$\sigma_{NR} < \sigma_{gy}$
6 W	6.2	1.0	1.9	2.5-3	0.2-0.5
8 W	7.9	1.3	2.8	3.2-4.5	≈ 0.2
10 W	10.0	1.6	3.0	1.5-4.0	0.2-0.5
Prestrain 0.02				2.2, 5.0	0.5-1.2
0.05				0.5-5.0	3.5

性歪は、公称応力の増加とともにいちじるしく増加し、B₁ 点から B₂ 点にかけて歪勾配が生じている。この歪勾配を外挿すると、B₂ 点付近に集中する。B₁B₂ の長さを l_D とすると、 l_D/a はほぼ 0.16 であり、素線の種類によってほとんど変わらない。公称応力が降伏点を越える場合は、B₁ から B₃ にわたって塑性歪が増加する。その増加割合は、B₁B₂ 間より B₂B₃ 間の方が大きい。したがって、静的引張試験においては、降伏点を越えると、主として B₂B₃ の部分が伸びると考えられる。

Table 5 は、静的引張りおよび疲労試験における破断位置を、それぞれ屈曲部からの長さ l_s および l_F で表わしたものである。 l_D は、Fig. 12 から求めた $0.16a$ の長さであり、 l_s および l_F を l_D と比較すると次のとおりである。 l_s は、破断時のくびれによる伸びを含んでいるため、 l_D より大きい。また、 l_D と同様に網目間隔にほぼ比例した値となっている。 l_F は、 $\sigma_{NR} \geq \sigma_{gy}$ の場合、網目間隔に必ずしも比例した値となっていないが、 l_s より大きいのは、繰返しによって加工硬化領域が拡大したものと見られる。 $\sigma_{NR} < \sigma_{gy}$ では、歪勾配がいちじるしいため屈曲部近傍で破断したものとみられる。なお、2% および 5% 予歪材は、 $\sigma_{NR} < \sigma_{gy}$ でも屈曲部からやや離れた位置で破断している。これは、第1サイクルの当初に予歪が与えられたとき、 l_D の部分が加工硬化したためであると考えられる。

4.2.4 最低寿命となる応力レベルの検討

前述の $S-N$ 線図において、応力範囲が中応力レベルのとき破断寿命はいちじるしく低下した。この応力範囲について検討する。

疲労試験の第1サイクルは、Fig. 2の公称応力-歪線図の軌跡を経る。第2サイクル以降は、片振り引張りのため、荷重と荷重方向変位との関係は直線であった。この直線関係から、見掛け上の繰返弾性係数 E_{cy} を求め、応力範囲との関係を図示すると、6 W 材の場合 Fig. 13 で示す直線関係が得られた。この直線関係は、他の供試素線においても実験した応力範囲について、相関係数が 0.98~0.94 を示したので、(3) 式で表わすこととする。

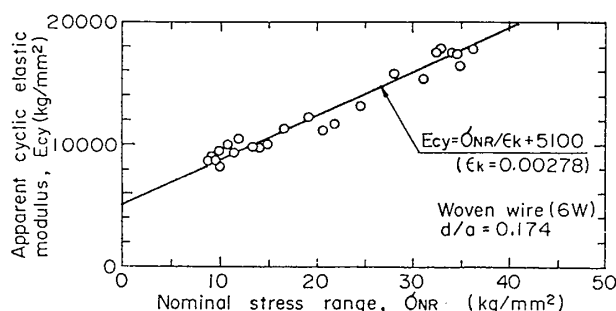


Fig. 13 Relation between cyclic elastic modulus and nominal stress range

$$E_{cy} = \sigma_{NR} / \epsilon_k + 5100 \quad (3)$$

ここで、 ϵ_k については、weave angle との関係で示すと、実験結果から (4) 式で与えられる。

$$\sigma_{UTS} / \epsilon_k = -35700 d/a + 21000 \quad (4)$$

即ち、見掛け上の弾性係数 E_{cy} は、応力範囲の上昇に伴って増大し、応力範囲が降伏点近傍では、この E_{cy} は Table 2 の弾性係数 E_3 (weave angle $\equiv 0$ の状態) に近い値となる。 E_{cy} の増大は、応力範囲の増加によって weave angle が減少するためと考えられる。したがって、weave angle は、応力範囲が σ_{py} から増加するに従って減少し、降伏点 σ_{gy} において、ほぼ零となると見做される。

S-N 線図における中応力レベルで生じた最低寿命を示す応力範囲 $\sigma_{NR \cdot \min}$ は、屈曲部における仮想弾性応力から次のように求められる。全断面塑性状態 σ_{py} における weave angle θ_p は、曲げモーメントによるたわみを考慮して (5) 式で与えられる。上述の E_{cy} に関する検討結果に基づいて weave angle は、応力範囲が σ_{py} から σ_{gy} に至るまで θ_p から 0 へ直線的に変わるとすると、屈曲部に生ずる縁応力 σ_{PS} は、(6) 式で表わされ、(6) 式から最大値 $\sigma_{PS \cdot \max}$ を与える公称応力範囲 σ_{NR} を求めると (7) 式となる。

$$\theta_p = \theta \left(1 - \frac{Aa^2}{12EI} \sigma_{py} \right) \quad (5)$$

$$\sigma_{PS} = \sigma_{NR} \left(1 + \frac{Aa}{2Z} \frac{\sigma_{gy} - \sigma_{NR}}{\sigma_{gy} - \sigma_{py}} \theta_p \right) \quad (6)$$

$$\sigma_{NR \cdot \min} = \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{gy} + \frac{2Z}{Aa\theta_p} (\sigma_{gy} - \sigma_{py}) \right\} \quad (7)$$

ここで、 $\theta = \tan^{-1} d/a$ 、 I は断面二次モーメント、 E は弾性係数で Table 2 の E_3 を用いる。 σ_{py} は全断面塑性状態のときの軸応力で後述の計算によって求める。

(7) 式によると、屈曲部の縁応力が最大となるときの公称応力範囲 $\sigma_{NR \cdot \min}$ は、6W 材、8W 材および 10W 材についてそれぞれ 19.9、18.0 および 19.3 kg/mm² となる。一方、前掲の S-N 線図において、中応力レベルの最低寿命を示す応力範囲は、6W 材、8W 材および 10W 材に対してそれぞれ 20、18 および 19 kg/mm² と読みとれる。これらの実験値は、仮想弾性応力からの

計算値 $\sigma_{NR \cdot \min}$ とよく一致しており、疲労寿命の推定に、屈曲部における仮想弾性応力を用いてもよいと考えられる。なお、(6) 式において、 $\sigma_{PS \cdot \max}$ は、いずれの供試素線においてもほぼ $2\sigma_{gy}$ に近い値であった。

また、後述の歪解析によると、 $\sigma_{NR} = \sigma_{NR \cdot \min}$ のとき、曲げモーメントによる歪と軸力による歪がほぼ等しい値となる。このことと、予歪材の疲労強度がいちじるしく向上することを考慮すると、軸力による歪が曲げモーメントによる歪より大きくなると疲労寿命は伸びてくることが考えられる。このことから、S-N 線図の高応力レベルにおける破断繰返数が、中応力レベルにおける破断繰返数より大きくなることが推察される。

4.2.5 ピーク歪によるデータ整理

公称応力範囲を基準とした織金網素線の S-N 線図は、前項のとおり、応力範囲と破断繰返数が一本の直線で表わすことができない。そのため、疲労試験で得られた中応力レベルの時間強度を直接設計等に用いるには困難を伴う。したがって、ここでは、供試素線の屈曲部における最大歪（ピーク歪）を仮想弾性応力から算出し、これを用いて ϵ -N 線図を求めることを検討する。

(1) 屈曲部におけるピーク歪の計算

疲労試験を行った試験片の大部分は、公称応力範囲が Fig. 2 に示す E_2 の範囲における変形過程に属する。この応力範囲における屈曲部は、軸力および曲げモーメントにより全断面塑性状態となっている。ここで、供試素線は、完全弾塑性体で円形の形状を保持し、歪は断面内で直線的に分布すると仮定する。さらに、降伏点で曲げモーメントは消滅し軸力のみになるとすると、軸力 P と曲げモーメント M の相関関係は、 α を媒介変数として (8) および (9) 式で与えられる。

$$\{ M/M_p = \sin^3 \alpha \quad (8)$$

$$\{ P/P_y = 1 - \{ (\alpha/90)\pi - \sin 2\alpha \} / \pi \quad (9)$$

ここで、 M_p および P_y は、それぞれ塑性モーメントおよび軸力による降伏荷重である。 α は、曲げモーメントと軸力とによる全断面降伏状態において、中立軸の両端を円中心から挟む角度の 1/2 である。

供試素線に負荷される力の釣合い条件から、素線の屈曲部に作用する曲げモーメントは、 $Pd/2$ となる。したがって、(8) および (9) 式を満足する α は (10) 式となる。

$$(4/3) \sin^3 \alpha - \sin 2\alpha + (\alpha/90 - 1)\pi = 0 \quad (10)$$

(10) 式から、 $\alpha \approx 73^\circ$ のとき、屈曲部は、曲げモーメントと軸力による全断面塑性状態 $\sigma_N = \sigma_{py}$ となる。この状態において、軸力および曲げモーメントを負担する断面積をそれぞれ A_t および $2A_b$ とし、全断面積を A とすると、 $A_t/A = 0.3669$ 、 $A_b/A = 0.3166$ となる。6W 材、8W 材および 10W 材における σ_{py} を求めるとそ

れぞれ 12.6, 11.4 および 12.1 kg/mm² となる。

屈曲部におけるピーク歪 ϵ_R は、軸力による歪成分 ϵ_a と曲げモーメントによる歪成分 ϵ_b の和であり、次のように求められる。屈曲部が全断面塑性状態となるまでは、 ϵ_a および ϵ_b ともに軸力に比例するとし、(11) 式から求める。

$$\sigma_{NR} \leq \sigma_{py} \text{ のとき, } \epsilon_R = (\cos \theta + 4) \sigma_{NR} / E \quad (11)$$

ここで、 σ_{NR} は公称応力範囲、 E は弾性係数で、Table 2 の E_3 を用いる。

軸力が全断面塑性状態を越えるとき、 ϵ_a は σ_{py} において圧縮を受けている断面積から (13) 式より計算する。 ϵ_b は、全塑性モーメントに対する軸力の影響を考慮し、(8) および (9) 式から求めた M により (14) 式から求める。

$\sigma_{gy} \geq \sigma_{NR} > \sigma_{py}$ のとき、

$$\epsilon_R = \epsilon_a + \epsilon_b \quad (12)$$

$$\epsilon_a = \{ \sigma_{py} + (\sigma_{NR} - \sigma_{py}) A / A_b \} / E \quad (13)$$

$$\epsilon_b = M / (E \cdot Z) \quad (14)$$

公称応力範囲が、降伏点を越える場合、本実験においては、降伏点を越える負荷応力が降伏点の 10% を越えないので、屈曲部における歪は、弾性係数 E_2 の範囲における変形が継続するものとして計算する。

以上の方法により計算される歪相互の関係は、Fig. 14 のように示される。ピーク歪は、公称応力の増加により σ_{py} まで直線的に増加し、 σ_{py} を越えるとその増加率は減少し、また σ_{gy} 近くになるとその値がやや減少する傾向を示す。

(2) ϵ - N 線図

前述の計算によって求めたピーク歪をここでは歪範囲 ϵ_R とし、破断繰返数 N との関係を両対数でプロットすると、Fig. 15 の ϵ_R - N 線図が得られた。各供試素線ごとの ϵ_R - N 線図の傾斜は若干異なるが、その差は僅少であり、また同様な解析手法による歪であるので、(15) 式で示す一本の直線で表わすこととする。

$$\epsilon_R \cdot N^{0.148} = 0.0206 \quad (15)$$

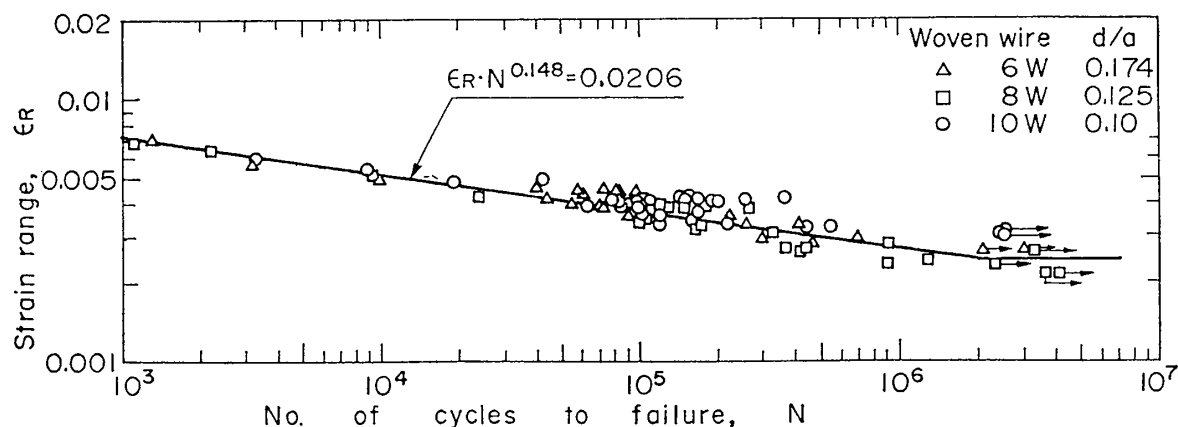


Fig. 15 ϵ - N curve

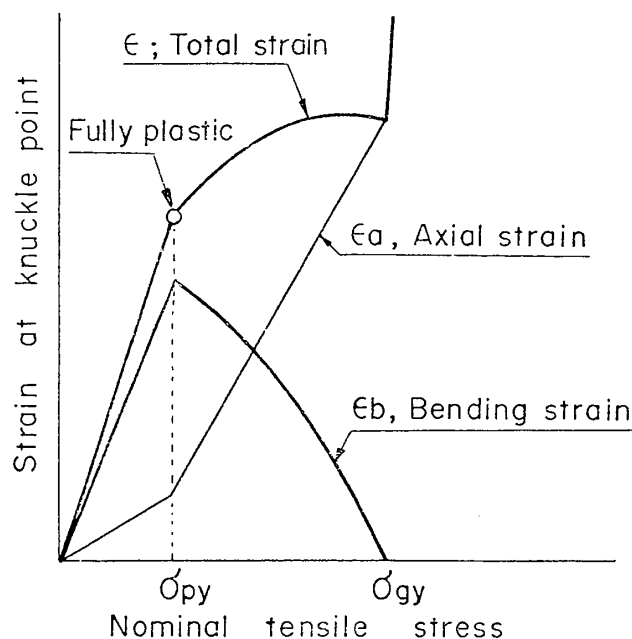


Fig. 14 Relation between strain at knuckle point and nominal tensile stress

ここで、(15) 式の歪範囲について、歪制御型の疲労試験における歪範囲と対応させて定性的に考察してみる。公称応力範囲が σ_{py} から σ_{gy} の範囲では、屈曲部が全断面塑性状態になっており、除荷時には曲げによる弾性的な戻り、即ちスプリングバックが生ずる。本実験は定荷重試験であるから、スプリングバックの大きさは、第 1 サイクルの最初の引張応力、即ち ϵ_R によって定まる。第 2 サイクル以降の繰返しでは、曲げの中心角または曲率の変動量は一定の値となっているから、屈曲部断面での応力分布の釣合いによって生じた縁歪は一定の範囲で繰返される。この縁歪の変動幅が歪制御試験における歪範囲に相当すると考えられる。軸力が降伏点近くの大きさになると、weave angle が減少することによる曲げモーメントの減少のため、歪範囲も減少するが、軸力による歪即ち平均歪は相対的に大きくなる。したがって、(15) 式の ϵ_R は、歪範囲と平均歪が重畳

しており、両者を完全に分離して歪制御試験データと対応させるにはさらに解析が必要である。しかし、屈曲部をもつ供試線材の疲労寿命が、 ε_R によって (15) 式で表わされるなら、時間強度の推定が容易となり、したがって設計線図として利用し得ると考えられる。

なお、 $1 \times 10^3 \sim 3 \times 10^3$ サイクルの破断寿命に対する試験片の歪を、Fig. 4 から σ_{gv} を越えた範囲の塑性切線係数を用いて算出すると、前節で求めた歪より大きくなり、低寿命になるに従い実験点は、(15) 式の直線より離れてくることを付記する。

S-N 線図における 2×10^6 回強度におけるピーク歪は、10 W 材が 0.0031, 8 W 材が 0.0022, 6 W 材が 0.0026 であり、素線ごとに若干の差が見られる。 2×10^6 回強度を基準として設計する場合、最も低い 8 W 材のピーク歪を採用すると、この値は、ほぼ 0.2% 耐力に相当している。また、この値は、伸線材 (AD 材) の 2×10^6 回強度とも一致し、(15) 式においては、 3.6×10^6 サイクル以上の繰返数となる。

5 結 論

フェロセメントの補強材に用いられる軟鋼織金網素線および伸線材について、静的引張試験および引張疲労試験を行い、公称応力範囲に基づく疲労強度および屈曲部の歪挙動にいて検討した結果、フェロセメントの疲労強度設計等に適用できる次の結論を得た。

(1) 軟鋼伸線材の 2×10^6 回における疲労強度は、0.2% 耐力に相当する。織金網素線の 2×10^6 回強度は、weave angle の増加によっていちじるしく減少する。weave angle が 0.12 以上での 2×10^6 回強度は、公称応力範囲で 8 kg/mm^2 であり、最大引張強度の 22% となる。

(2) 曲げ加工された軟鋼線材に、降伏点を越える予加工を与えると、疲労強度はいちじるしく改善され、 2×10^6 回強度は降伏点近くまで向上する。

(3) 曲げモーメントと軸力が作用する軟鋼線材の S-N 線図は、公称応力範囲で整理すると、降伏点前後の高応力レベルでは直線となるが、中応力レベルでは時間強度が定まらず、破断繰返数は 10^4 オードに低下する。この中応力レベルで最低寿命を示す応力範囲は、

weave angle の変化から求めた仮想弾性応力が最大となるときである。

(4) 屈曲部に関して、軸力の影響を考慮した塑性曲げモーメントを算定し、それを用いて仮想弾性応力から求めたピーク歪範囲を基準とする ε -N 線図は、weave angle が異なる試験片の全データに対して、次式で表わすことができる。

$$\varepsilon \cdot N^{0.148} = 0.0206$$

(5) 屈曲部近傍のある範囲は、塑性歪が蓄積し加工硬化するため、静的引張りによる破断位置は、屈曲部からやや離れた位置となる。疲労による破断位置は、負荷応力範囲が降伏点より高い場合、屈曲部からやや離れた位置となるが、負荷応力範囲が降伏点より低い場合は、屈曲部近傍に限定される。

参 考 文 献

- 1) 小林佑規：フェロセメント——船体用材料としての強度特性 (その 2)，日本造船学会誌，No. 665，(Nov., 1984)，pp. 12~17.
- 2) 飯田国廣：ピーク応力 (ホットスポット応力) 基準による疲労設計——原子力発電プラント構造物および海洋構造物，日本機械学会誌，Vol. 87，No. 790，(Sep., 1984)，pp. 1047~1055.
- 3) 小林佑規：空気圧を動力源とした疲労試験機の試作——織金網素線の引張疲労試験——，第 43 回船研講演集 (May, 1984)，pp. 29~33.
- 4) 小林佑規：フェロセメント板の曲げ疲労試験，第 35 回船研講演集 (May, 1980)，pp. 53~56.
- 5) P. N. Balaguru, A. E. Naaman and S. P. Shah: Fatigue Behavior and Design of Ferrocement, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 105, No. ST 7, (July, 1979) pp. 1333~1346.
- 6) 飯田国廣，飯野 暢：角変形をもつ溶接継手の疲労強度，日本造船学会論文集，Vol. 140，(Dec, 1976)，pp. 259~265.
- 7) 福井伸二，佐藤四郎：塑性加工後の鋼材の疲れ強さに関する二，三の資料，日本機械学会誌，Vol. 56，No. 409，(昭和 28 年 2 月)，pp. 131~132.
- 8) 例えば，福井伸二，佐藤四郎，北川義雄：加工硬化した鋼材の疲労，(第 1 報~第 9 報)，東京大学理工学研究所報告，第 3 巻 (1949)，pp. 311~316，第 4 巻 (1950)，pp. 210~215，第 6 巻 (1952)，pp. 359~366，など。