

MADEN KUYUSU KAPLAMA KALINLIĞININ BOYUTLANDIRILMASINA RASYONEL BİR YAKLAŞIM

Ergin ARIOĞLU(*)

ÖZET

Beton kaplamalı dairesel kesitli maden kuyularının boyutlandırılmasında yaygın olarak klasik Lamé formülü kullanılmaktadır. Fakat, betonun gerçek davranışı tam elastik olmadığından, Lamé formülünün sonuçları gerçekçi olmamaktadır. Bu çalışmada, malzemenin plastikleşme özelliğini gözönüne alan bir anlamda taşıma gücü teorisine dayanan yaklaşım ile kaplama kalınlığı formüle (21. ifade) edilmiştir. Böylelikle, tasarımda taşıyıcılık ve kaplama ekonomisi yönünden daha rasyonel boyutlandırma sağlanmıştır.

ABSTRACT

In present design practice, thickness of concrete lined circular shafts are determined by using Lamé formulae assuming elastic behaviour of the material. But the real behaviour of concrete is not in agreement of elastic theory. In this study, for dimensioning of concrete lining thickness a design procedure based on plastic theory was drawn up. This approach (equation 21) provides a more rational and economic design than Lamé formulae, especially for greater shaft depths.

(*) Dr. Maden Yük. Mühendisi, Maden Fakültesi, İTÜ; İSTANBUL.

1. GİRİŞ

Bilindiği gibi bugünün madenciliğinde üretim derinliği giderek artmaktadır, özellikle kömür madenciliğinde bu derinleşme üretim artımı ile birlikte olup, çok daha belirgindir, üretim seviyesinin hızla derin kotlara doğru inmesi beraberinde önemli sorunlar getirmektedir. Bugüne dek çeşitli amprik kurallara göre tasarımı yapılagelmiş kuyu kaplama kalınlığının [1] daha rasyonel ve ekonomik olarak saptanması, bu sorunlar sıralanmasında çözümü gereken özel bir sorundur. Kuyu kaplama kalınlığının hesabında kullanılan, teorik elastisite esasına dayanan Lamé formülü ve amprik kaplama kurallar, kaplama malzemesinin etkiyen yükler altındaki gerçek davranışını gözönüne almadığından, boyutlandırılan kalınlıklar taşıyıcılık açısından rasyonel olmamaktadır. Ayrıca, bu durum kaplama ekonomisine olumsuz biçimde etkiyebilir.

Bu çalışmada, beton kaplamalı dairesel kesitli kuyunun kaplama kalınlığının plastisite esasına göre boyutlandırılması verilmiştir. Kullanılan yaklaşım bir anlamda kaplamanın taşıma gücünü tariflediğinden malzemenin gerçek davranışı tasarımda dikkate alınmıştır. Böylelikle, kaplama tasarımında taşıyıcılık yönünden daha atak, daha rasyonel ve daha ekonomik çözüm olanakları geliştirilmiştir. Ayrıca, incelenen konunun bütünlüğünü sağlamak ve bildiride önerilen kaplama kalınlığı formülünün sonuçlarının değerlendirilmesinin yapılabilmesi amacıyla klasik Lamé formülü ana hatlarıyla tanıtılmıştır.

2. KLASİK LÂMÉ FORMÜLÜ VE KAPLAMA KALINLIĞININ BOYUTLANDIRILMASI

Şekil 1 uniform dış basınca uğramış kalın çeperli silindirik tüpün kaplama kesitinde alınan bir elemanda oluşan gerilmeleri göstermektedir. Düzlemsel elastisiteye göre bu gerilmelerin değerleri

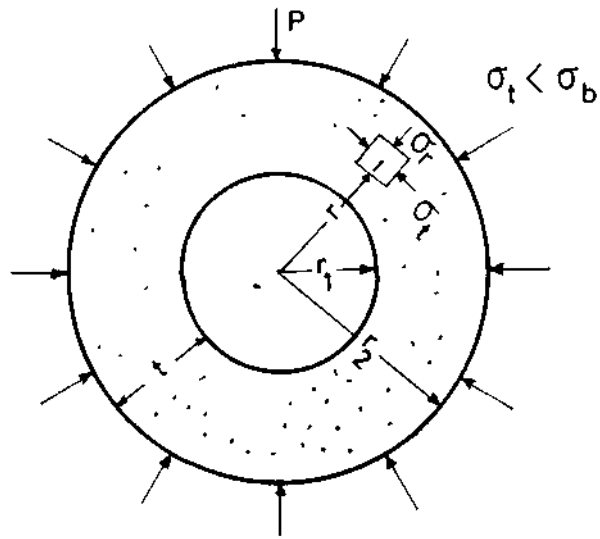
$$\sigma_r = \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(1 - \frac{r_1^2}{r^2}\right) p \dots\dots\dots (1)$$

$$\sigma_t = \frac{r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \left(1 + \frac{r_1^2}{r^2}\right) p \dots\dots\dots (2)$$

olarak belirlenmektedir [2].

Burada kullanılan simgelerin anlamları aşağıda belirtilmiştir.

- σ_r, σ_t * Sırasıyla radyal ve tegetsel gerilme (işaretleri pozitif olduklarından basınç gerilmeleridir)
- r_1, r_2 Sırasıyla kuyu iç ve dış yarıçapı
- r Kuyu merkezinden başlayarak ölçülen ara
- p Kuyu kaplamasına gelen uniform yanal basınç



Şekil - 1

$r = r_1$ iç çeperde gerilmeler

$$\sigma_{r \min} = 0 \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$\sigma_{t \max} = \frac{2 p r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} \quad \dots \dots \dots (4)$$

değerlerini almaktadır.

$r = r_2$; kuyu kaplamasının dış çeperinde gerilmeler ise

$$\sigma_{r \max} = p \dots\dots\dots (5)$$

$$\sigma_{t \min} = \frac{r_1^2 + r_2^2}{r_2^2 - r_1^2} p \dots\dots\dots (6)$$

Çabucak fark edileceği gibi, iç çeperdeki tegetsel gerilmenin değeri radyal gerilmeden daha büyüktür. Daha açık bir anlatımla, kuyu kaplama kalınlığının boyutlandırılmasında kritik gerilme söz konusu kesitteki tegetsel gerilme olup,

$$t = r_2 - r_1$$

ve emniyet katsayısı «F», değerleri gözönüne alınarak (4) eşitliği

$$\frac{\sigma_{t \max}}{F} = \frac{2p(t + r_1)^2}{t(t + 2r_1)} \dots\dots\dots (7)$$

biçiminde yazılabilir.

Buradan, kuyu kaplama kalınlığı «t»

$$t = \left(\sqrt{\frac{\sigma_{t \max}/F}{\sigma_{t \max}/F - 2p}} - 1 \right) r_1 \dots\dots\dots (8)$$

olarak elde edilir. Bu anlatım boyutlandırma pratiğinde Lamé formülü olarak anılır [2].

(8) anlatımında, $\sigma_{t \max}$ betonun 28 günlük tek eksenli basınç direnci olarak alınacaktır. (3) referansında yükleme koşullarına bağlı olarak emniyet katsayısının «F» 2,5 – 3,5 değerlerinde alınması öngörülmüştür. Oldukça uniform yanal basınç beklenen formasyonlarda $F = 2,5$; erratik formasyonlarda yanal basıncın şiddeti ve dağılımı, büyük ölçüde teorik basınç dağılımından sapma göstereceğinden, böyle yükleme koşulları için 3-3.5 değerleri öngörülmüştür. (3)

Yazar, emniyet katsayısını daha rasyonel bir yaklaşımla şu şekilde hesaplanmasını teklif etmektedir [4].

$$F = \frac{\emptyset_y \cdot \emptyset_p \cdot \emptyset_1 \cdot \emptyset_s}{\emptyset_m \cdot \emptyset_b} \dots\dots\dots (9)$$

Burada :

F..... Emniyet katsayısı

\emptyset_y Kuyu kaplamasına gelen yanal basıncın değerlendirilmesindeki belirsizlikleri karşılayan faktör. Normal formasyon koşulları için $\emptyset_y = 1 - 1.5$ alınabilir. Şiddetli basınç beklenebilecek anormal formasyon koşullarında ekstrem değer olarak $1.5 - 2.5$ alınabilir. Böyle anormal koşullar özellikle şiddetli tektonizmaya uğramış formasyonlarda gözlenebilir. Çok sınırlı sayıda yerinde gerçekleştirilen ölçmeler yanal basıncın, düşey basıncın $1.0 - 3.0$ katı olduğunu göstermişlerdir [5,6]. Diğer kelimelerle yerinde yanal basınç, teorik değerinden daha büyük şiddette ölçülmüştür. Yerinde yapılan ölçmelerin sayısı arttıkça, bunların istatistiksel değerlendirilmesiyle « \emptyset_y » faktörü için daha gerçekçi bir kabul yapılabilecektir.

\emptyset_p Tasarımda kabul edilen teorik modelde gözönüne alınmayan özellikleri içeren amp-rik faktör, örneğin, teorik gerilme analizini basitleştirmek amacıyla yanal basıncın kaplamaya uniform şiddette etkilediği kabul edilir. Bu kabul, ancak belirli formasyon ve işletme koşulları altında geçerli olabilir. Yine, sınırlı sayıdaki yerinde ölçmeler dağılım şeklinin uniform dağılımdan ayrıldığını işaret etmişlerdir [7]. Ayrıca, kötü kaplama işçiliğinden kaynaklanan noktasal yüklemeler de söz konusu olabilir. Bu gibi yükleme koşulları da gerilme dağılımının şiddetini ve türünü (*) büyük ölçüde değiştirir [7,8].

(*) Noktasal yükleme durumunda, kesit içinde çekme gerilmesi oluşur. Betonun çekmeye karşı direnci çok küçüktür [9]. Bu bakımdan noktasal yükleme kaplama boyutlandırmasında olağanüstü kritik yükleme durumudur.

Yukarıdaki kısa açıklamalardan anlaşılacağı üzere, teorik kabul-ler önceden saptanamayan büyüklükte anomali göstereceklerdir, önemli belirsizliklerin varolduğu durumlarda \emptyset_p için 1.5 değeri tavsiye edilebilir.

\emptyset_i İşçilik faktörü olup, kaplama yapımında gösterilen işçilik kalitesine bağlı olarak geniş aralık içinde değişir. Söz konusu faktör için aşağıdaki değerler belirtilebilir [4].

tyi işçilik..... $\emptyset_i = 1.0$
Orta kalite işçilik $\emptyset_i = 1.25$
Kötü ve çok kötü işçilik $\emptyset_i > 1.5$

\emptyset_s Kaplama boyutunun yerinde uygulamasında gözlenen belirsizlikleri gözönüne alan faktör. Büyük ölçüde gösterilen nezaret ile ilgili olup, ortalama nezaret için $\emptyset_s = 1$ kabul edilebilir.

\emptyset_m Kaplamada kullanılacak betonun kalitesini içeren faktördür. Başka bir anlatımla, malzemenin hazırlanmasından kürüne kadar geçen üretim aşamalarında gösterilen özenin derecesidir. Aşağıdaki değerler önerilebilir.

Çok modern kuyu şantiyeleri için..... $\emptyset_m = 0.90$
Ortalama şantiye koşulları $\emptyset_m = 0.75$
Ne yazık ki, kuyu şantiyelerinde üretilen betonların kalite kontrolü ile ilgili yayınlanmış çalışmalar olmadığından, burada verilen değerler sadece mühendislik ön sezisine dayanmaktadır.

\emptyset_b Kaplama kalınlığının büyüklüğü ile ilgili faktördür. Bilindiği gibi, oldukça küçük kaplama kalınlığında ($t < 10$ cm) betonun yerleştirilmesi ve işlenmesi oldukça zordur. Normal kaplama kalınlıkları ($t > 10$ cm) için $\emptyset_b = 1$ 'dir.

Olağan koşullar altında açılacak bir maden kuyusunun kaplama tasarımında kabul edilecek emniyet katsayısı,

$$F = \frac{1.25 \times 1.0 \times 1.25 \times 1.0}{0.75 \times 1.0} = 2.0$$

olarak hesaplanmaktadır. Hemen görüleceği gibi, yukarıda kısaca açıklanan yaklaşımın belirlediği emniyet katsayısı, var olan literatürde [3] önerilen değerden daha küçüktür. Kuşkusuz ki tasarımı kontrol eden parametrelerin çok yönlü değerlendirilmesi sonucunda emniyet katsayısında sağlanan bu azalma malzeme ekonomisine hissedilir miktarda artırım getirecektir.

3. MALZEMENİN PLASTİK DAVRANIŞINI GÖZ ÖNÜNE ALAN BOYUTLANDIRMA

Bilindiği gibi, betonun yük altındaki davranışı yaklaşık kırılma yükün, %30 yük düzeyinden başlayarak büyük ölçüde elastik davranıştan ayrılmakta, diğer bir deyişle, anılan yük seviyesinden kırılma noktasına kadar beton plastik deformasyon yaparak kırılır. Kaplama kesitinde gözlenen çatlaklar betonun plastik davranışının karakteristik işaretleridir. Betonun bu gerçek davranış boyutlandırmada kesinlikle gözönüne alınmalıdır.

Plastikleşme, ilk önce kritik gerilmenin «a» maksimum olduğu iç çeperde başlar. Ve yanal basıncın arttırılmasıyla bu zon bütün kaplama kesitine yayılır. Malzemenin akma gerilmesi ve kesit boyutlarının tanımladığı öyle bir yanal basınç değeri oluşurki bu basıncın asılmasıyla kaplama göçer. Sözü edilen yanal basınca son yanal basınç «Pn» denir. Bu yükleme düzeyinde kesitte oluşan deformasyonlar şiddetli olup, kaplamayı taşıyıcılık yönünden servis dışı bırakabilir. Bu yaklaşımla hesaplanan «Pn» bir anlamda kaplamanın taşıma gücünü belirler.

Kalın çeperli, uniform iç basınca uğrayan silindirik tüpün plastik deformasyon probleminde Timoshenko'nun geliştirdiği yaklaşım [10], yalnız dış uniform basınç durumu için değiştirilerek aynen kullanılırsa (*), kaplama kesitinde oluşan radyal ve teğetsel gerilmeler sırasıyla,

(*) Auld, maden kuyularının kaplama kalınlığının hesabında aynı teorik modeli kullanmıştır [11]. Bu çalışmada, kaynak [11]'de sadece nümerik değerler olarak verilen tasarım faktörleri daha genel biçimde analitik anlatımları belirlenmiştir.

$$\sigma_r = 2 \tau_a \log_e \frac{r}{r_1} \dots\dots\dots (10)$$

$$\sigma_t = 2 \tau_a \left(1 + \log_e \frac{r}{r_1}\right) \dots\dots\dots (H)$$

olarak yazılabilir.

Burada «a» betonun akma koşulunu tanımlayan sabit kayma gerilmesini ifade eder.

Mükemmel plastik malzeme (*) için akma koşulu

$$\sigma_a = \frac{\sigma_t - \sigma_r}{2} \dots\dots\dots (12)$$

ile bellidir [9].

(10) ve (11) no.lu eşitliklerin kritik kesitlerde aşağıdaki değerleri aldıkları derhal görülür :

$r = r_1$:

$$\sigma_{r,1} = \sigma_{min} = 0 \dots\dots\dots (13)$$

$$\sigma_{t,1} = \sigma_{min} = 2 \tau_a \dots\dots\dots (14)$$

$r = r_2$:

$$\sigma_{r,2} = \sigma_{max} = 2\tau_a \log_e \frac{r_2}{r_1} \dots\dots\dots (15)$$

$$\sigma_{t,2} = \sigma_{max} = 2\tau_a \left(1 + \log_e \frac{r_2}{r_1}\right) \dots\dots\dots (16)$$

Kaplama, yanal basıncın «p», $a_{r,2}$ 'ye yaklaşması durumunda plastikleşmeye başlayacaktır. Bu kabul gereğince, son yanal basıncın «Pn» değeri derhal (15) eşitliğinden

$$P_n = 2 \tau_a \log_e \frac{r_2}{r_1} \dots\dots\dots (17)$$

olarak belirlenir.

(*) Plastik deformasyon ya da akma olayı sabit « T_a » gerilmesi altında oluşur.

Betonun akma koşulu «v» Mohr - Coulomb kırılma kriteri yardımıyla tanımlanabilir. Yalnız, burada şu konu açıklık kazanmalıdır : Beton gibi olağanüstü heterojen bir malzeme için akma koşulunu çok kesin bir analitik modelle vermek imkansızdır [12, 13]. Bu çalışmada Mohr-Coulomb kırılma kriterinin kabul edilmesinin bellibaşlı iki nedeni vardır. Birincisi, tek eksenli basınç deneyine uğrayan beton numunelerinin büyük çoğunluğunun kırılma parametreleri kırılma zarfı ile üst üste düşmektedir, ikincisi, kırılma zarfının doğru olması analize büyük ölçüde kolaylık getirmektedir. r_a değerinin ayrıntılı biçimde nasıl elde edildiği ek-1'de açıklanmıştır.

$$\tau_a = \frac{\sigma_b}{2} \operatorname{tg} \emptyset \left[\frac{1 - \sin \emptyset}{\sin \emptyset} + (1 + \cos 2\alpha) \right] \dots\dots\dots (18)$$

$$\tau_a = K_k \cdot \frac{\sigma_b}{2} \dots\dots\dots (19)$$

τ_a görüldüğü gibi beton numunesinin tek eksenli basınç direncine « a_b », kırılma açısına « α » ve içsel sürtünme açısına « \emptyset » bağlıdır. Doğal olarak beton karışım karakteristikleri değişken olduğundan « \emptyset » değeri geniş limitler içinde değişir. Buna karşın, laboratuvar gözlemleri kırılma açısının « α » çok daha dar limitler içinde değiştiğini göstermiştir. Yaygın olarak gözlenen kırılma açısına karşı gelen sürtünme açısı « \emptyset » ve kırılma katsayısı « K_k »nın değerleri Tablo, 1'de verilmiştir.

Tablo — 1

α°	45	50	60	70
\emptyset	0	10	30	50
K_k	1	0.985	0.866	0.641

« r_a » değerinin tanımlanmasıyla, son yanal basınç (17 no.lu eşitlik) kuyu kaplama kalınlığının tasarımı için şu biçimde belirtilebilir :

$$P_n = K_y \cdot P = K_k \sigma_b \frac{1}{K_m} \cdot K_d \log_e \frac{r_1 + t}{r_1} \dots\dots\dots (20)$$

Burada kullanılan simgelerin anlamları toplu durumda aşağıda açıklanmıştır.

- P_r Son yanal basınç
- K_y Basınç takdirinde gözlenebilecek belirsizlikleri göz önüne alan faktör. Taşıma gücü hesabında $K_y=1.5$ kabul edilebilir.
- P Normal koşullarda kuyu kaplamasına etkiyecek yanal basınç
- K_k Kırılma faktörü, değeri tablo-1'de verilmiştir. Ortalama değer olarak $K_k = 0.87$ alınabilir (Tablo-1).
- σ_b Betonun 28 günlük tek eksenli basınç direnci
- K_m Betonun yerine dökümünde ve denenmesinde beklenen belirsizlikleri gözönüne alan amprik faktör. Elde istatistiksel veriler olmadığından, bu faktör için uygun bir kabul yapılma yoluna gidilmiştir. Normal olarak $K_m = 1.5$ alınabilir {11,14,15,16}.
- K_d Düzeltme faktörü, beton bloğun oluşturduğu statik basınç gözönüne alındığında, kaplama betonu iki eksenli basınca çalışmaktadır. Daha açık deyişle, betonun yerindeki basınç direnci tek eksenli direncinden daima daha büyüktür {13,14}. Bu farklılık düzeltme faktörü ile hesaba katılmıştır. Uygun bir değer olarak

$$K_d = \frac{\sigma_{b11}}{\sigma_b} = 1.27 \text{ kabul edilebilir } \{17\}.$$

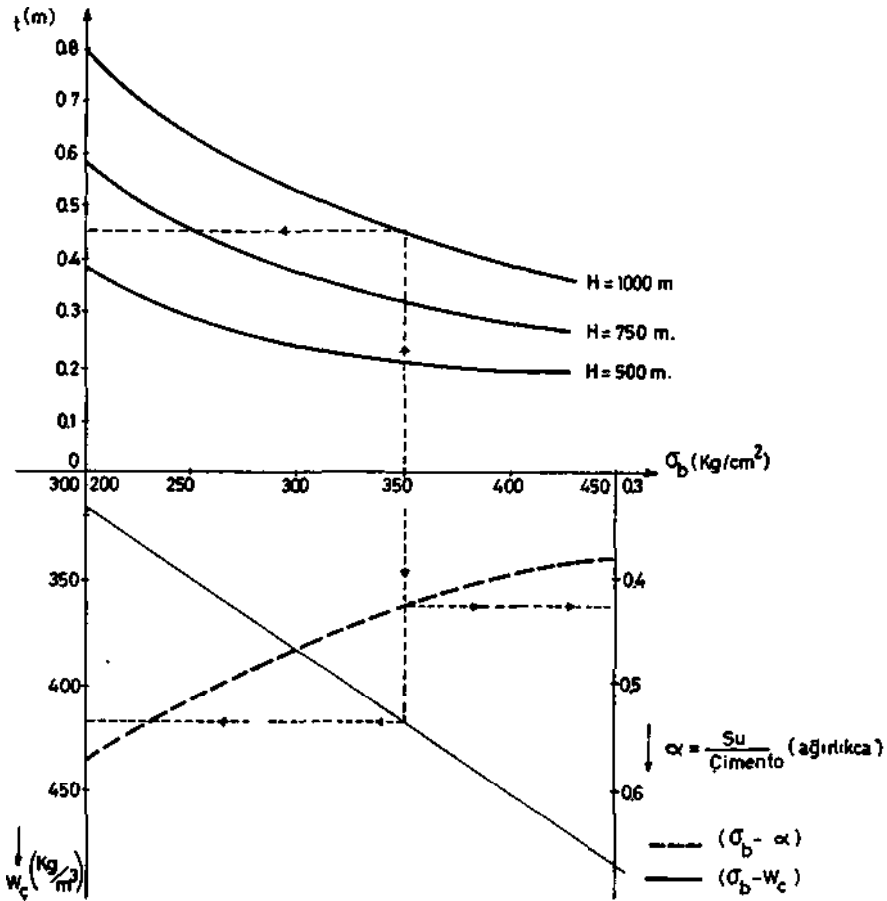
(σ_{b11} betonun iki eksenli basınç direnci)

Yukarıda önerilen faktörler (20) ifadesinde tekrar gözönüne alınır ve gerekli nümerik sadeleştirmeler yapılırsa, kuyu kaplama kalınlığı «t»

$$1.5 P = 0.87 \times \frac{\sigma_b}{1.5} \times 1.27 \log_e \frac{r_1 + t}{r_1}$$

$$t = r_1 \left[\frac{2.04 \frac{P}{\sigma_b}}{e} - 1 \right] \dots\dots\dots (21)$$

elde edilir. Çeşitli kuyu derinlikleri için beton basınç direnci - kaplama kalınlığı değişimleri aşağıdaki şekilde belirtilmiştir. Aynı şekil üzerinde beton karışım hesabı işlenerek, söz konusu değişimlerin tasarım amacıyla kullanılmalari temin edilmiştir (Şekil. 2).



Şekil. 2

4. NÜMERİK ÖRNEK

Oldukça kırıklı kumtaşı içinde açılacak maden kuyusunun kaplama kalınlığı aşağıda Lamé formülü ve bu çalışmada çıkartılan formül ile boyutlandırılmıştır. Teknik ve jeo-mekanik veriler şunlardır :

Kuyu derinliği	H = 500 m
Kuyu içi yarıçapı.....	r₁ = 3.25 m
Betonun 28 günlük basınç direnci	σ_b = 225 kg/cm²
Emniyet katsayısı	F = 2
Kumtaşmm içsel sürtünme açısı.....	Ø = 40
Poisson sayısı.....	m = 5
Formasyon yoğunluğu	γ = 2.5 t/m³ . . .

ilk önce kuyu kaplamasına etki edecek olası yanal basıncın hesaplanması gerekmektedir. Burada, Labasse yaklaşımı kullanılacaktır. Buna göre, yanal basınç

$$P = 0.1 \frac{\gamma \cdot H}{m-1} (1 - \sin \emptyset) , \text{ Kg/cm}^2 \quad \dots \quad (22)$$

olarak belirlenir (18,19, 20, 21).

$$P = 0.1 \times \frac{2.5 \times 500}{5-1} (1 - \sin 40) = 11.2 \text{ kg/cm}^2$$

Klasik Lamé formülüne (8 eşitlik) göre kaplama kalınlığı

$$t = \left(\sqrt{\frac{225/2}{(225/2 - 2 \times 11.2)}} - 1 \right) 3.25 = 0.38 = 0.40 \text{ m}$$

bulunur.

önerilen 21 eşitliğine göre, kaplama kalınlığı ise;

$$t = r_1 \left(e^{\frac{2.04 P}{\sigma_b}} - 1 \right) = 3.25 \left(e^{\frac{2.04 \times 11.2}{225}} - 1 \right) = 0.35 \text{ m}$$

aşamasındadır.

Çabucak görüleceği gibi, malzemenin gerçek davranışını gözönüne alan yaklaşım kuyu kaplama kalınlığını daha küçük vermektedir. Bu örnekte sözkonusu azalma % 12.5 aşamasında olup, malzeme ve işçilik yönünden önemli bir kullanım sağlar.

inilecek kuyu derinliğinin artması durumunda, 21 no.lu formülün sağlanacağı kaplama ekonomisi daha belirgin olacaktır.

Bu sonuç Tablo-2'nin incelenmesinden açıkça görülmektedir.

TABLO — 2

Derinlik H (m)	Elastik yaklaşım (8 . ifadesi)	Plastik yaklaşım (21 . ifadesi)	% azalma
	t (m)	t (m)	
500	0.40	0.35	12.5
750	0.60	0.525	12.5
1000	0.90	0.70	22
1250	1.30	0.925	29

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada incelenen konulardan elde edilen ana sonuçlar şöyle sıralanabilir.

1. Klasik Lamé formülü için daha rasyonel bir emniyet katsayısı (9. eşitlik) tariflenmiştir. Var olan literatürde önerilen emniyet katsayısı (F=2.5-3.5), Yazarın yaklaşımıyla {4} 2'ye indirilmiştir. Bu sonuç, önemli ölçüde malzeme ekonomisi sağlayacaktır.

2. Klasik Lamé formülü (8 no.lu ifade) malzemenin gerçek davranışını gözönüne almamaktadır. Malzemenin plastikleşme özelliği nedeniyle taşıyıcı sistemde varolan rezerv taşıma gücü, tasa-

rımda kesinlikle gözönünde tutulmalıdır. Bu amaçla (21) ifadesi geliştirilmiştir.

3. Aynı kuyu derinliği ve beton basınç direnci için önerilen (21) ifadesi, Lama ifadesine oranla daha ekonomik kaplama kalınlığı vermektedir, özellikle, büyük derinliklerde (21) ifadesinin sonuçları malzeme ekonomisi yönünden çok daha anlamlı olmaktadır.

4. Derin kuyularda ($H > 500m$) daha ekonomik kaplama kalınlığı elde edilmesi bakımından, betonun basınç direnci önemli rol oynar. Bu durumlarda, kaplama içine donatı koyup kaplama kalınlığını azaltmak veya belirli bir kalınlıkta tutmak yerine, daha kaliteli, başka bir deyişle, daha yüksek dirençli beton kullanmak uygun bir pratik olacaktır. Betonun 28 günlük basınç direnci iyi malzeme ve özenli işçilik ile $200 \times 300 \text{ kg/cm}^2$ 'den rahatlıkla $350 - 450 \text{ kg/cm}^2$ 'ye çıkartılabilir. Yüksek dirençli beton karışımına ait malzeme şarjları ve karakteristikleri Tablo. 3'te belirtilmiştir.

Tablo. 3 — Beton Karışım* Karakteristikleri

28 günlük basın direnci kg/cm^2	200	250	300	350	400	450
Su Miktarı						
a — Çimento Miktarı	0.57	0.51	0.47	0.43	0.40	0.38
Çimento dozajı «Wc» kg/m^3	315	352	383	418	450	473
Agrega miktarı «Wa» kg/m^3	1874	1842	1816	1786	1759	1739

(*) Tablo'da verilen değerler aşağıda belirtilen karışım özellikleri için geçerlidir.

Agrega boyutu : Maksimum : 30 mm ve granülometri dağılımı TS 500'e uymakta

Agrega incelik modülü : 3.41

Çökme : Nemli - plastik kıvam

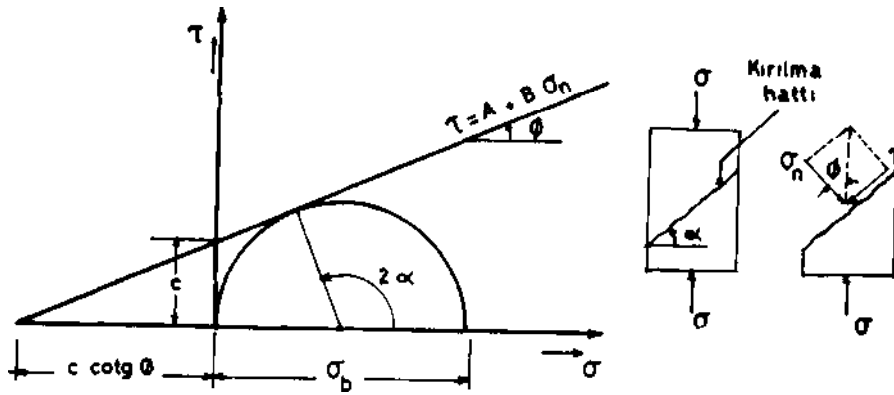
Çökme : 6 cm.

Su miktarı : 180 kg/m^3

Hava miktarı : % 1.25 ($0.0125 \text{ m}^3/\text{m}^3$)

EK — 1

Tek eksenli basınç ve maruz kalan bir beton numunesinin kırılma zarfı Mohr-Coulomb kırılma kriterine göre doğrudur (Şekil -3). Kırılma zarfının analitik ifadesi aşağıda verilmiştir.



Şekil. 3

Kırılma doğrusunun genel denklemi : $\tau = A + B \cdot \sigma_n$

Normal gerilme : $\sigma_n = \frac{\sigma_b}{2} (1 + \cos 2\alpha)$

Kırılma açısı : $\alpha = \frac{\pi}{A} + \frac{\phi}{2}$

Zarfın sabiteleri sırasıyla kohezyon ve içsel sürtünme açısı :

$$A = C$$

$$B = \text{tg } \phi$$

Kırılmada, zarf doğrusu yarıçapı $\frac{\sigma_b}{2}$ olarak tarif lenen mohr dairesine A noktasında teğet olacaktır (Şekil 3)'den derhal çıkarılacağı üzere şu bağıntılar yazılabilir :

$$\sin \theta = \frac{\frac{\sigma_b}{2}}{p + \frac{\sigma_b}{2}} = \frac{\sigma_b}{2p + \sigma_b}$$

Buradan;

$$p = \frac{\sigma_b}{2} \left(\frac{1 - \sin \theta}{\sin \theta} \right) \quad \text{ve} \quad p = c \cotg \theta$$

veya

$$c = p \operatorname{tg} \theta = \frac{\sigma_b}{2} \left(\frac{1 - \sin \theta}{\sin \theta} \right) \operatorname{tg} \theta$$

«C» ve «σ_b» değerlerinin bilinmesiyle kırılma doğrusunun ifadesi

$$\tau = \frac{\sigma_b}{2} \operatorname{tg} \theta \left[\frac{1 - \sin \theta}{\sin \theta} + (1 - \cos 2 \alpha) \right]$$

olarak bellidir.

KAYNAKLAR

- 1 — ARIOĞLU, E.: Maden Kuyularının Kaplamalarına Gelen Radyal Basıncın Hesabı ve Kaplama Kalınlığının Tesbiti, I.T.U. Dergisi, Cilt 28, No. 3, (1970).
- 2 — BİAON, C; ARIOĞLU, E.: Madenlerde Tehkimat İşleri ve Tasarımı, Birsen Kitapevi, (1980).
- 3 — GALANKA, J.: Problems of Shaft Sinking in Poland, Proc. I M.E. Symp. Shaft Sinking a Tunnelling, London (1960).
- 4 — ARIOĞLU, E.: Su ile Sertlenen Malzemeden Yapılan Ramble Duvarının Genişliğinin Statik Bir Modelle Hesaplanması, Madencilik, Maden Mühendisleri Odası Yayın Organı, Cilt XV, Sayı. 5 (1975).
- 5 — CORP, EX.: Rock Mechanics Research in the Coeur D'alêne Mining District, Conference on Application of Rock Mech. to Cutd-and-Fill Mining, Vol. L, Lulea, (1980).
- 6 — BEUS, M.J.; CHAN, S.S.M.: A Structural Approach To Shaft Design For Deep Mines In Hard Rock., Rock Mech. Symp. Missouri, (1980).

- 7 – HIRAMATSU, Y.; OKA, Y.; OGINO, S.: Investigations On The Stress In Circular Shaft Linings., Memoirs of Kyoto University, Japan, (1960).
- 8 – PECK, R.B. ve ARKADAŞLARI : Some Design Considerations In The Selection Of Underground Support Systems, Tech report. University of Illinois, November (1969).
- 9 – ARIOĞLU, E.: Betonun Çekme Direnci, I.T.U. Dergisi, Cilt. 33, Yıl 33, Sayı 4, (1975).
- 10 – TIMESHENKO, S.: Strength of Materials Part II, Advanced Theorj and Problems, 3. editon., Van Nostrand Reinhold, Newyork (1976).
- 11 – AULD, F.A.: Design of Concrete Shaft Linings, Part 2., Proc. Instn Civ Engrs., September, (1979).
- 12 – NEVILLE, A.M.: Properties of Concrete, 2. edition, Pitman Publishing, London, (1977).
- 13 – AKYOLD, T.N.W : Concrete, Pergamon Press, (1962).
- 14 – BENNETT, E.W.: Structural Concrete Elements Chapman and Hall, London, (1973).
- 15 – RAMAKRISHNAN, V. ARTHUR, P.D., Ultimate Strength Design For Structural Concrete, Sir Isaac Pitman and Sons Ltd., London, (1969).
- 16 – BAKER, A.L.L.: Ultimate Load Theory Applied To the Design of Reinforced and Prestressed Concrete Frames, London.
- 17 – KUPFER, H.; HILSDORF, H.K.; RUSCH, H.: Behaviour of Concrete Under Biaxial Stresses ACI Journal, August, (1969).
- 18 – LABASSE, H. : Ground Pressure In Coal Mines, II. Rock Pressures Around Shafts, Revue Universelle des Mines, Vol. 5, March, (1949).
- 19 – LABASSE, H.: Rock Pressures Around Shafts Lecture Notes, (1963).
- 20 – LETU, N.; CARPENSEAWU, D.: Sustineri Miniere, Edituru Technica Bucuresti, (1973).
- 21 – JUMIKIS, A.R.: Rock Mechanics, Trans Tech Publications. (1979).

