

표준관입시험 결과의 표준화

이 명 환*

1. 서 론

표준관입시험(SPT, standard penetration test)은 시추공내에 split barrel sampler를 타격에너지(KS의 경우 64kg의 추를 760mm 높이에서 낙하)를 주어 관입하면서 sampler가 300mm(실제로는 450mm를 관입하지만 초기 150mm 관입시의 결과는 시추로 인한 시료교란을 고려하여 사용하지 않는다)관입하는데 필요한 타격회수(이 값을 N 치라 한다)를 측정하여 지반의 강도, 흙의 상대밀도와 내부마찰각, modulus, 비배수 점착력 등 토질정수를 도출하며 동시에 시료를 채취할 수 있는 원위치 시험방법이다. 표준관입시험방법은 근래에 들어 시험방법이 갖고 있는 여러가지 비과학적 요인들로 인하여 그 결과에 대하여 많은 의문이 제기되기도 하였으나, 시험방법에 대한 새로운 각도에서의 연구와 해석이 계속되고 있다. 이러한 비과학적 요소들도 불구하고 표준관입시험은 아래와 같은 장점들을 갖고 있으며 특히 시험결과의 간명함과 많은 토목기술자들에게 익숙한 점등으로 미루어 볼 때 향후에도 본시험방법의 적용은 결코 감소하지 않을 전망이다.

1. 시험과정이 비교적 단순, 용이하며 시험비용이 저렴하다.
2. 시험장비가 간단하며 견고하다.
3. 원위치 시험과 동시에 시료가 채취된다.
4. 거의 모든 종류의 토질조건에서 시험이 가능하다.
5. 기후조건에 관계없이 시험이 가능하며 그리 큰 영향을 받지 않는다.

6. 토질·기초 기술자들에게 비교적 개념이 잘 이해되고 있어 시험결과의 신뢰도와 관계없이 지반상태를 즉시 판단할 수 있다.

이상의 상반된 양면성 때문에 Schmertmann 같은 학자는 “원위치 시험과 관련된 학술대회의 기술보고에서 이 시험방법을 논의하는 것이 적합한 주제인가?” 하는 강한 의문을 제기하기도 하였으나,²⁰⁾ 실제로 미국의 경우 1954년부터 1975년 사이에 건설된 49기의 원자력 발전소 건설중 40건에 표준관입시험이 적용되었으며,²¹⁾ 일본의 경우에도 지반조사의 예비조사 단계에서의 표준관입시험 활용율은 90% 이상이 되는 것이 현실이다.

우리나라의 경우에도 거의 모든 지반조사는 표준관입시험에 의하여 시행된다 하여도 과언이 아닐 정도인 바, 본 시험방법에 대하여 깊은 이해가 필요하다. 또 표준관입시험은 명칭이 시사하여 주는 것과는 상이하게 시험장비 및 시험방법상 각종 기준들이 표준화 되지 못하여 시험결과인 N치를 이용하는데 많은 문제점을 제기하여 준다. N치는 지반의 상태를 표시하는 하나의 경험적인 기준에 불과하기 때문에 이 값을 직접적으로 이용할 수 없고 반드시 다른 토질정수 또는 지지력, 침하량 등으로 환산하여야 하는 과정이 필요하다. 따라서 N치가 측정된 기준(장비 및 시험절차등)이 상이할 때는 아무리 훌륭한 관계식이라도 결과에 있어서는 큰 차이가 불가피하다.

예를 들어 타격에너지의 발생장치가 표준화되지 못하여 이론적인 자유낙하 에너지의 60%만이 sampler 관입에 사용된 경우와 100%가 sampler에 전달된 경우의 차이는 거의 100%

*1 정희원, 한국건설기술연구원

의 오차를 유발할 수 있다. 우리에게 잘 알려진 Terzaghi and Peck의 지지력 산출도표는³⁵⁾ 실은 에너지 수준이 극히 낮은 상태에서 작성된 관계식으로 현재 각국의 시방서에서 규정하고 있는 자유낙하와는 큰 거리가 있다. 이러한 경우 Terzaghi and Peck의 관계식이 잘 맞는다는 연구결과를 참조하여 기초를 설계하였다면 상당한 과잉설계가 되었을 것이다.

표준관입시험 결과에 영향을 미치는 각종 요인들에 관한 연구결과에 의하면 어떤 요소들은 그 영향이 심각하고 또 그렇지 않은 것들도 있다. 따라서 표준관입 시험을 많이 이용하여야 하는 우리나라 같은 곳에서는 이들 각종 영향요소들을 이해하는 것이 필요하며 아울러 우리나라의 지반조건, 우리나라의 표준규격에 관한 연구검토가 되어야 할 것이다.

N치에 영향을 미칠수 있는 각종 요소들은 간략히 설명하면 다음과 같이 정리할 수 있다.

1. 시추공 바닥면 정리의 부적절
2. sampler가 불교란부에 위치하지 못함
3. casing의 바닥면보다 윗부분에서 관입시작
4. piping 방지 등을 위한 수두평형이 확보되지 못함
5. 낙하중량 및 낙하방법의 차이
6. 자유낙하가 되지 못함
7. 낙하추와 drive cap의 접촉불량
8. 유도관(guide tube)의 미사용
9. sampler의 손상 및 변형
10. 굴착 rod 규격의 차이
11. 굴착 rod의 길이가 짧거나 지나치게 길 경우
12. 타수측정상의 오차
13. 시추공의 크기(직경)
14. 시험작업시의 감독소홀
15. sampler 내부의 시료 판정상의 문제
16. 시추작업으로 인한 교란

이밖에 상재하중의 영향, 지하수위, sampler 내부의 liner 사용등 다양한 요인들이 시험결과에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 본 고에서는 시험결과에 영향을 미치는 요소들을 알아보고 최근의 국제적인 추세인 표준관입시험 결과의 표준화를 소개하기로 한다.

2. 표준관입시험의 역사

표준관입시험의 역사는 문헌에 따라 차이가 있을 수 있으나 대략 다음과 같이 정리할 수 있다.^{7, 25)} 1902년 Gow Drilling 사(미국)의 Charles Gow는 말뚝항타 저항을 조사하기 위하여 직경 25cm의 수도관을 45kg의 무게의 추를 이용 타격 관입함으로써 타격저항과 동시에 치료를 채취하였다. 그후 Gow Drilling사는 Raymond Pile사에 합병되었으나 Gow가 개발한 지반조사 방법은 계속 발전하여 1927년 Raymond Pile사의 Mohr와 Fletcher는 외경 51mm의 solit-spoon sampler와 63.5kg의 낙하중량을 사용하는, 현재의 표준관입시험과 유사한 방법을 개발하게 되었다. 그후에도 시험방법의 개선이 계속되어 sampler 상부에 시료손실 방지를 위한 ball check valve가 도입되었고 1945년에는 A-rod가 사용되게 되었다. 1954년 Parsons에 의해 매 6inch 마다의 타격회수 측정이 제안되어, 이후에는 대부분의 시험에서 채택되었다.

시험결과와 해석에 있어서도 얕은 기초 해석의 고전이라 할 수 있는 Terzaghi and Peck의 해석과³⁵⁾ 깊은 기초에 적용되는 Meyerhof의 해석등²⁰⁾ 많은 연구가 이루어져 왔다. 본 시험방법이 보급됨에 따라 시험방법 및 과정상의 비과학적 요인들에 대한 논의가 활발히 전개되었으며,¹¹⁾ 시험결과에 영향을 미치는 각 요소들에 대한 연구노력이 집중된 것은 1970년대 이후부터이다.

각종 연구결과로 부터 시험방법 및 과정에 대한 국제적인 표준화 작업이 요구되어 1961년 제5차 국제 토질 기초공학 학술대회(ICSMFE, International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering)에서는 이러한 움직임이 가시화 되었고 1977년 제9차 국제 토질기초공학 학술대회에서는 국제 표준 시험방법 초안이 통과되었다. 1989년 제12차 국제 토질기초공학 학술대회에서는 그간의 연구와 협의를 기준으로하여 최종적인 표준 시험과정(IRTP, International Reference Test Procedure)을 제정하게 되었다.³⁴⁾ 우리나라에서도 1966년 한국공업

규격 KS F2318로 시험기준을 제정하였다.¹⁾

3. 표준관입시험 결과에 영향을 미치는 요인들

표준관입시험결과인 N 치는 앞에서 설명한 것과 같이 다양한 요소들에 의하여 영향을 받는다. 이들 요소들은 시험방법의 표준화 또는 시험장비의 개선을 통하여 오차를 최소화 할 수 있으나, 중요한 것은 우리들에게 잘알려진 각종 관계식들을 이용할 때는 그 관계식 개발에 적용된 시험방법이 고려되어야 한다는 것이다. 이들 영향을 미치는 요소들을 이해하는 것은 국내의 시험방법을 개선하는 의미에서도 중요하며, 외국의 시험결과 및 관계식을 이용하는 측면에서도 필수적인 과정이라 할 수 있다. 보다 신뢰도 높은 해석을 가능케 하기 위해 국내의 시험과정에 대한 각 요인별 분석이 이루어져야 할 것이며 이를 위해서는 실내시험, 현장시험등을 통한 연구노력이 필요하다. 표 1에서는 KS 규격과 몇가지의 다른 규격들을 비교하였다. 표에서 보이는 것과 같이 대부분 국제 토질기초 공학회 (ISSMFE, International Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering)에서 권장

하는 규격과 상이한 점은 없으나 일부, steel ball valve의 명시라던가 split barrel sampler의 길이 등의 조정이 필요한 것 같다. 그러나 보다 근본적인 문제는 실제로 시험을 실시하는 과정, 예를 들어 타격방법, 에너지의 효율, 시추상의 문제등이 될 것 같다. 본 장에서는 이들 요소들중 중요한 몇가지에 대하여 알아보하고자 한다.

3.1 시추방법 및 시추공의 크기

시추와 관련되어 표준관입시험 결과가 영향을 받는 요인은 시추의 전과정에 걸쳐 논란의 대상이 될 수 있다. 시추방법으로는 현실적으로 가능한 모든 방법이 적용될 수 있으나 물을 사출하는 방법, 특히 drill bit 하단으로 부터의 압력수 사출은 금지되어야 한다. 시추방법의 차이에 따른 시험결과와의 차이는 일반적으로 주변지반에 교란이 적은 방법이 권장되고 있다. 시추에 의한 지반 교란은 특히 지하수위 아랫쪽에서 중요하며 시추공의 함몰 또는 casing 타입으로 인한 교란의 영향이 큰 것으로 알려져 있다. hollow stem auger 와 open hole hydraulic(mud) rotary에 의한 시추공내에서의 표준관입시험결과는 거의 동일하다는 보고와 auger boring(mud 사용)의

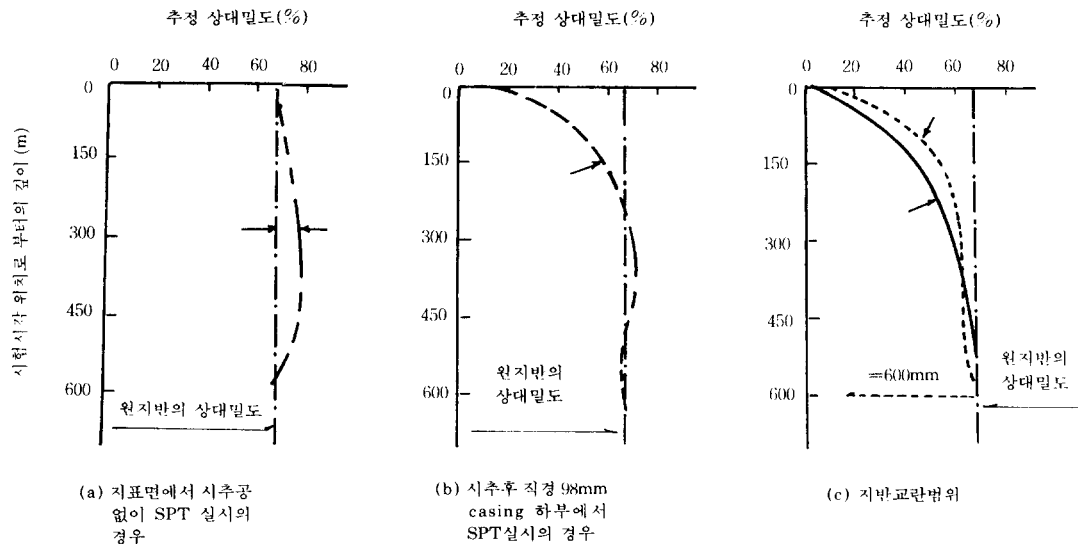


그림 1. Wash boring의 지반교란범위(Limassol sand 시료 사용)

표 1. 여러가지 규격의 비교

구 분	KSF 2318	ASTM D 15	JIS A 1219	BS 1377	Terzaghi & Peck	IRTP, 1989
굴착로드	A-rod 외경=42mm 내경=29mm 15m이상에서는 강성로드 사용	A-rod 외경=41.2mm 내경=28.5mm	외경 40.5mm 또는 42mm	AW rod 15m이상에서는 3m마다 steadies 또는 BW rod		φ 40.5, φ 50, φ 60
시추공의 크기 (직경)(mm)	57-152	56-162	65-150	casing을 사용할 때 casing 직경 의 90%이하		63-150
스플릿배럴 샘플러 외경(mm) 내경(mm)	50.8 34.925	50.8±1.3 38.1±1.3 주의내경 =34.93 ±0.13 라이너 사용 가능	51.0 35.0	50.0 35.0	50.8 34.9	51.0±1.0 35.0±1.0
슈우 길이(mm)	76.0이상	35.0-50.0(나사 부미포함)	75.0	76.0	76.2	76.0±1.0
스플릿 배럴 샘플러의 길이 (mm)	380.0이상	457-762 (나사부 포함)	560.0	457.0	558.8	457.0이상
슈우의 경사 길이(mm)	19.05	-	19.0	19.0	19.05	19.0
슈우의 경사 각도(°)	18.433	16.3-23.0	19.47	-	19.47	-
슈우 바닥면의 두께	1.588	2.54±0.25	-	1.6	-	1.6
steel ball valve	-	규정되어 있음	-	규정되어 있음	-	규정되어 있음
vent 구멍	13mm이상×4 개	9.53mm×2개	4개	13mm×4개	115.88mm× 2개	-
낙하중량(kg)	64.0	63.5±1.0	63.5	65.0	63.5	63.5±0.5
낙하고(mm)	760.0	760.±25.0	750.0	760.0	760.0	760.0

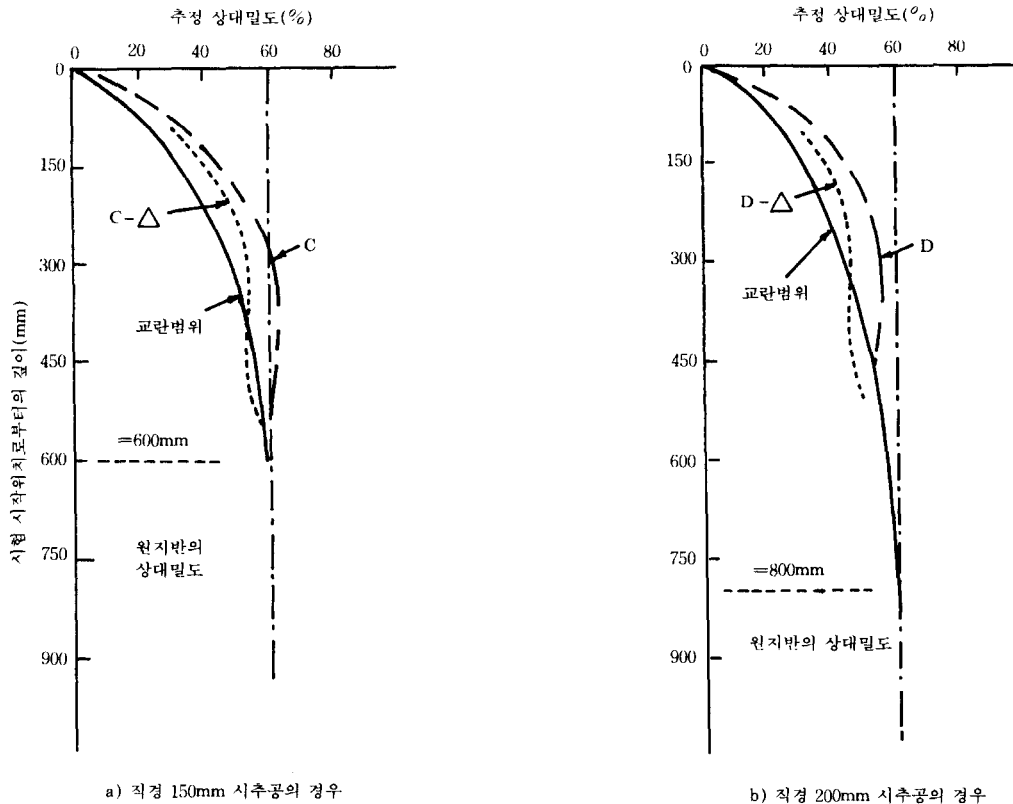


그림 2. shelling 시의 지반교란 범위(Cairo sand 시료 사용)

경우가 casing boring(water 사용)의 경우보다 약 2.5배의 N 치가 기록되었다는 기록을 종합하여 볼 때²⁵⁾ 가장 바람직한 시추방법은 rotary mud flush drilling이라 결론지을 수 있겠다. 미국에서 많이 사용되는 직경 76mm의 rotary drill 방식과 영국의 직경 150-200mm의 cable tool 방법을 비교한 Jardine의 연구결과에서도 유사한 결론을 얻을 수 있다.¹²⁾ 그림 1과 그림 2에서 보이는 것과 같이 shelling의 경우 교란범위가 rotaray drilling의 경우보다 상대적으로 깊은 곳까지 확장되어 있어 시추공 저면으로부터 450mm 까지에서 측정되는 N 치에 상당한 영향을 주는 것을 알 수 있다.

위의 비교에서는 시추방법의 차이뿐만 아니라 시추공 크기의 영향도 배제할 수 없는 부분이다. 큰 직경의 시추와 casing 을 사용하면, 시추로

인한 시료 교란 범위는 시추공 직경의 대략 3 배정도에 달하게 되며 이에 따른 응력이완, piping 등의 영향으로 N 치가 낮게 측정된다. 시추공 직경이 크게되면 rod의 buckling 가능성이 높아지는 불리한 점도 지적되어 가능한한 시추공의 크기는 작게 할수록 좋은 것으로 알려져 있다.

Skempton은 시추공 크기에 대하여 각종자료를 검토하였다.³²⁾ 원래 표준관입시험은 직경 63~100mm의 시추공에서 실시되었으며 일본에서는 아직도 이 기준이 잘 적용되고 있다. 일본의 경우 표준관입시험은 대부분 시추공 직경 66~88mm의 범위에서 시행되며 115mm 이상은 거의 없는 실정이다.³⁹⁾ 여기에 시추액(drilling mud)을 지하수위까지 유지하는 기준이 잘 지켜지고 있다. 시추공의 크기가 커지면 점성토에서는

그 영향이 비교적 낮으나 사질토에서는 매우 큰 영향을 주게 된다. Thorburn의 조사결과로부터는 직경 75mm 시추공에서의 N치는 직경 150mm에서 측정된 값의 1.4배가 된다고 보고하고 있으며,³⁶⁾ Fletcher는 시추공 직경이 100mm가 초과할 때는 직경 66mm의 casing을 추가로 사용할 것을 권장하고 있다.⁷⁾ Ireland 등도 시추공 직경은 100mm로 제한할 것을 제안하고 있음으로 미루어 볼 때¹³⁾ 시추공 크기의 상한선은 100mm로 보는 것이 적절할 것으로 판단된다.²²⁾

이상의 논의는 각종 국제 학술 대회에서도 활발하게 논의되었으나 일부국가들에서 100mm 이상의 시추공이 사용되는 현실을 감안하여 국제 토질기초공학회에서는 상한선을 150mm로 잠정 결정하였으나 향후 100mm의 상한선 규정으로 변화할 전망이다.¹⁷⁾ 따라서 우리나라의 규격도 시추공 크기의 영향을 조사하여 국제적인 조류에 대응하여야 할 것이다.

Sanglerat and Sanglerat는 적절치 못한 시추과정으로부터 N치가 3배까지 변화함을 현장조사를 통하여 입증하고 올바른 시추방법을 도출하였다(그림 3).²⁰⁾ 그림에서 보여주듯이 시추공경이 클 경우 100mm 이하의 casing을 한 후 표준관입 시험을 하는 것이 바람직하다.

시추공 크기의 영향과 더불어 표준관입시험결과에 중대한 영향을 미치는 요소에는 시추공내의 수두평형을 들 수 있다. 수두평형(water balance)의 목적은 시추로 인하여 제거된 상재하중을 보충하여 주는 목적외에 시추공 안으로의 지하수 유입을 방지하는데 있다. 시추공내의 수위가 주변 지하수위에 비하여 상대적으로 낮은 경우 부의 침투압이 발생되고 이로 인해서 시료가 교란되어 낮은 N치가 기록된다. 부의 침투압은 시추장비를 급격히 인발함으로써도 야기될 수 있으며 심한 경우에는 quick condition까지도 유발된다. 반대로 시추공내의 수위가 주변 지하

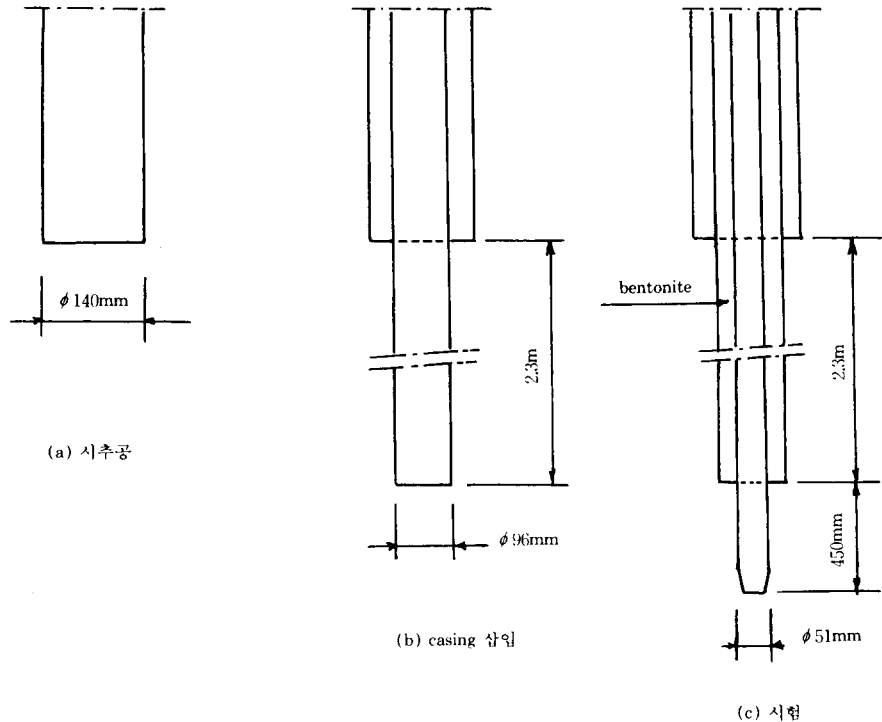


그림 3. 시추공의 직경이 클 경우의 올바른 시험방법²⁰⁾

수위보다 높을 때에는 양의 침투압이 발생되며 시료는 조밀하게 되지만 그 영향은 무시할 수 있을 정도이므로 가급적이면 주변 지하수위와 평형 또는 높은 수위를 유지하는 것이 바람직하다. 수두평형의 목적으로는 순수한 물보다는 bentonite slurry 등의 drilling mud가 보다 효율적인 것으로 알려져 있다.

그림 4는 수두평형을 고려한 경우와 그렇지 못한 경우에서의 표준관입시험 결과의 비교이다. 그림에서 보는 것과 같이 수두평형이 되면 N 치가 4~5배 정도까지 증가함을 알 수 있어 그 중요성을 잘 나타내 주고 있다.³³⁾

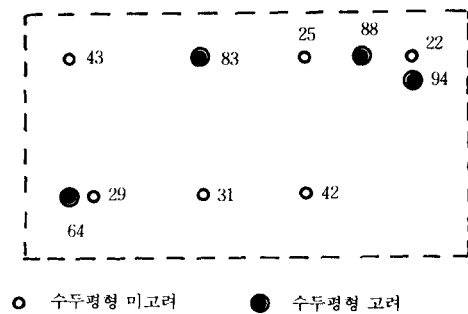


그림 4. 수두평형을 지키는 경우와 그렇지 않은 경우의 N 치비교³³⁾

3.2 지하수위

지하수위가 표준관입시험결과에 영향을 준다는 것은 일반적으로 알려져 있다. Fletcher는 지하수위 윗쪽의 세립질 모래, 비유기질 실트에 있어서는 시추과정중 사용되는 물의 영향으로 시료가 교란되어 실제보다 낮은 N 치가 측정된다고 하였으나⁷⁾ Schmertmann은 이러한 견해에 이의를 제기하였다. 즉 지하수위 윗쪽에서 측정된 N 치와 지하수위 아랫쪽의 측정치 간에는 지하수위의 영향을 시사해주는 뚜렷한 경향이 발견되지 못한다는 것이다.²⁹⁾

실제 설계과정에서는 Terzaghi and Peck의 지하수위에 대한 견해가 일반적으로 채택된다.

³⁶⁾ 포화되어 있는 실트질 모래 또는 세립질 모래에 있어서(유효입경 $D=0.1\sim 0.05\text{mm}$) N 치가 15이상인 경우, 즉 조밀한 시료에서는 sampler 관입으로 인하여 시료의 체적 증가(dilation)가 일어나며, 흙입자가 상대적으로 작기때문에 간극수의 흐름이 시료의 체적 변화에 즉각 대응하지 못하여 부간극수압이 발생, 결과적으로는 유효응력을 증가시키게 된다. 그 결과 측정되는 N 치는 실제보다 큰 값이 나타나고 이에 따라 Terzaghi and Peck은 아래와 같은 수정식을 제안하였다.

$$N_c = 15 + (N_m - 15) / 2 \quad N_m > 15 \text{인 경우}$$

$$N_c = N_m \quad N_m < 15 \text{인 경우}$$

여기서, N_c = 수정된 N 치

N_m = 측정된 N 치

Mojabi and Thomas는 시추과정 중 시추공에서의 지하수위 변화에 따라 양 또는 음의 침투압이 N에 미치는 영향을 실험실 모형시험을 하여 연구하였다.²¹⁾

모형토조내에 인위적으로 양 또는 음의 침투압 조건을 만들어 두고 기준 값으로는 건조된 시료에서의 측정된 값을 사용하였다. 시험 결과로부터 측정되는 N 치는 흙의 유효단위 중량만의 함수이며 지하수위 또는 지하수의 조건에 대한 수정은 필요하지 않다고 결론지었다.

Barton 등은 지질학적으로 생성연대가 다른 3가지 모래층에서 표준관입 시험을 실시 하였는데 지반조건은 건조상태와 습윤상태로 구분된다.²⁾ 시험결과 3가지 모래 모두에서 건조지반의 N 치는 포화된 또는 지하수위 아래에서 측정된 값들보다 월등하게 높음을 보여준다. 이러한 현상은 단순히 sampler 관입 및 시추액에 의한 시료의 교란 만으로는 설명이 불충분하며 향후 수분에 의한 흙구조의 변화등 연구가 요청되는 분야이다.

Tomlinson은 표준관입시험 결과, 지하수위 아랫쪽의 N 치는 윗쪽 건조한 지층에서 보다 15% 정도 낮게 측정되는 것을 지적하였으나 이로부터 얇은 기초의 지지력을 1/2로 하는 설계 관행에는 의문을 제기하였다.³⁷⁾ 미국 개척국의 실내시험 결과에서도 세립질 모래층이 포화되면 건조 상태에서보다 낮은 N 치가 측정됨을 확인하였다.¹⁰⁾

지하수위로부터 3ft 이내의 윗쪽에서의 N 치

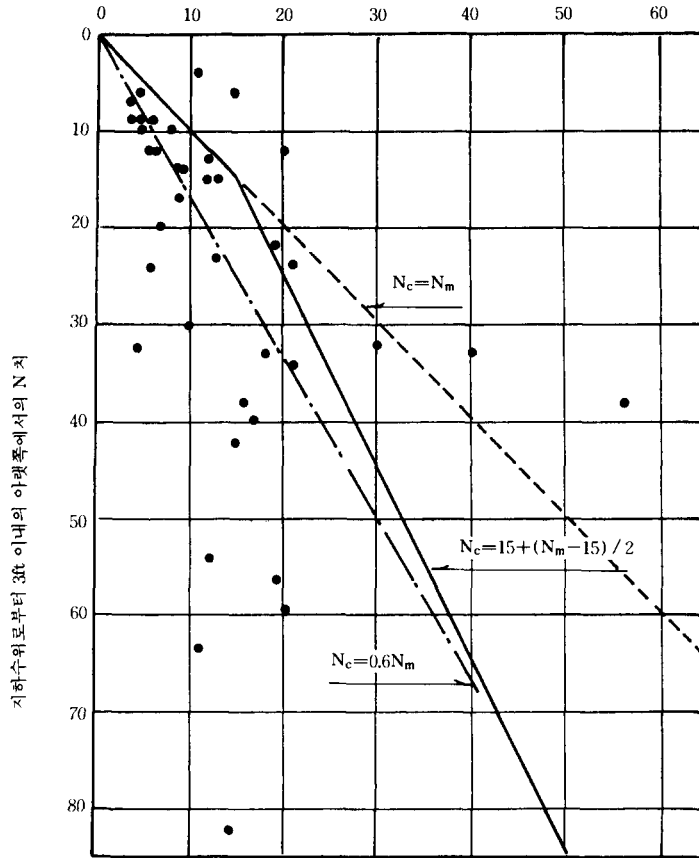


그림 5. 지하수위 위쪽과 아래쪽에서의 N 치의 관계
(세립질 또는 실트질 모래)³⁾

Bazaraa의 연구에서는 세립의 실트질 모래층의 포화는 N 치를 1.3배정도 증가시킴을 증명하여 포화시 N 치가 감소된다는 연구결과 들과는 상이하다.³⁾ Bazaraa가 실험한 토사의 조건은 N 치가 15이하인 지반으로 그 연구결과는 N 치가 15이상인 곳에서만 수정을 하도록 하는 Terzaghi and Peck의 제안과도 상이하다. 더우기 동 연구결과에서는 느슨한 모래에서 N 치의 증가율이 더욱 높게 나타나고 있어 N 치 증가가 간극수압 변화가 아니라 결론을 도출케 한다. Bazaraa는 각종 실측치로부터 $N_c = 0.6N_m$ 라는 식을 사용할 것을 제안하였으나 보다 많은 검증과정이 요구된다(그림 5).

이상을 종합하여 볼 때 지반의 포화 또는 지하

수위의 영향은 명확하게 규명되지는 못한 현상이다. 물론 세립토가 아닌 일반 모래질 지반에서는 이러한 논란이 적용되지 못한다. 따라서 보다 명확한 규명이 이루어질 때 까지는 잠정적으로 현재 가장 널리 적용되는 Terzaghi and Peck의 제안을 따르는 것이 바람직 할 것으로 사료된다.³⁵⁾

3.3 Sampler rod

일반적으로 사용되는 rod의 규격은 A-rod ($\phi 40.5\text{mm}$) 또는 AW-rod ($\phi 43.7\text{mm}$)이며 규격에 따라서는 시추깊이가 깊은곳(일반적으로 15m 이상)에서는 강성 rod 또는 단면적이 큰 rod

의 사용도 허용된다. rod의 규격 및 깊이에 대하여는 주로 일본 및 미국에서 파동이론 및 현장실측을 통하여 연구되었다.

Koreeda 등은 $\phi 40.5\text{mm}$ 와 $\phi 50\text{mm}$ 의 rod를 사용하여 N치를 비교한 결과 $N_{40.5}$ ($\phi 40.5\text{mm}$ rod 사용)와 N_{50} 사이에는 대략 $N_{50}/N_{40.5}=0.9\sim 1.0$ 정도로 거의 차이가 없음을 발견하였다(그림 6).¹⁴⁾ 측정은 rod 길이 15m 이하 및 이상의 경우를 포함하고 있으며 견고한 점토에서의 N_{50} 이 1

5.0m 이상에서 약간 큰 것을 제외하고는 큰 차이가 없었다. Fletcher는 A-rod($\phi 40.5\text{mm}$)와 N-rod($\phi 50\text{mm}$)의 측정 값을 비교한 결과 N-rod에서의 N치가 큰 것으로 보고하였다.⁷⁾

Brown은 $\phi 40\text{mm}$ 와 $\phi 60\text{mm}$ 의 rod를 사용, 34m 깊이에서 느슨하다가 조밀해지는 지반에서 N치를 측정하였으나 차이를 발견하지 못하였다.⁵⁾ 그러나 Brazil에서의 시험결과는 rod 규격의 하한치를 설정할 필요성을 제기하여 준다. Brazil에서는 외경 33mm, 내경 23mm의 가는 rod 사용이 보편화되어 있으며 시험결과간에는 큰 차이가 존재한다. 이러한 차이는 rod가 휘는(whipping) 때문인 것으로 판단된다.¹¹⁾

Palmer and Stuart는 파동이론을 이용하여 rod의 영향을 검토하였으나 연약지반의 경우를 제외하고는 rod의 영향이 N치에 거의 미치지 못함을 결론지었다.²⁴⁾ McLean등도 파동이론 분석결과 A-rod의 경우 rod의 길이 3m와 60m를 비교하여 3~4타/150mm 정도로 거의 무시할 수 있음을 확인하였다.¹⁹⁾ 이 경우에도 연약한 지반에서는 그 영향이 큰 것으로 나타나고 있다.

Schmertmann and Palacios는 strain gauge를 사용하여 타격에너지를 측정하고 다음과 같은 결론을 도출하였다.³⁰⁾ rod 길이가 6m 이상이 되면 90% 이상의 에너지는 지반으로부터의 반사파동이 rod 상단부까지 도달하는데 상당한 시간이 소요되어 N치에 거의 영향을 미치지 않는다. 그러나 6m 미만의 경우에는 상당한 에너지 손실이 있고 N치에도 영향을 미친다.

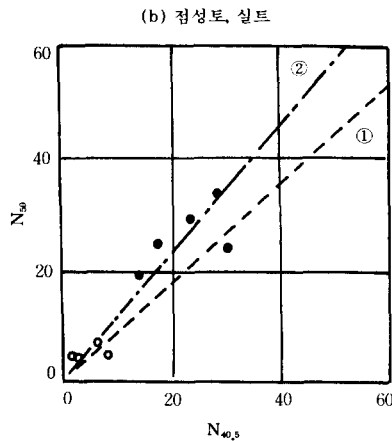
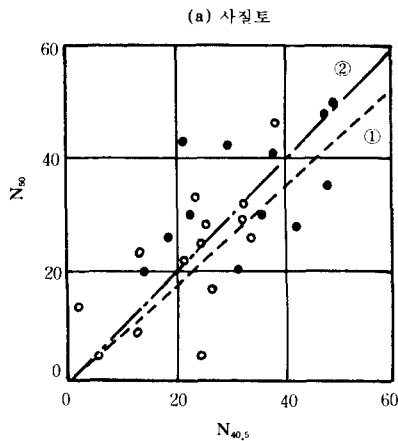
Uto and Fuyuki는 수평으로 설치한 rod에 타격을 가하여 에너지 손실에 대하여 아래와 같은 수정식을 제안하였다.³⁸⁾

$$N_c = N_m(1.06 - 0.003L)$$

여기에서 L은 rod의 길이(m)

Matsumoto and Matsubara는 $\phi 40.5\text{mm}$ 의 표준 rod와 $\phi 50\text{mm}$, $\phi 60\text{mm}$ 의 3종류의 rod를 46m 깊이의 시추공에서 시험한 결과 stress wave 상에 차이가 없음을 규명하였다.¹⁸⁾ 이로부터 $\phi 40.5\text{mm}$ 이상의 rod 사용은 N치에 거의 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

rod에 전달되는 에너지는 rod 길이에 비례한다



- ① $N_{50}=0.905N_{40.5}$
- ② $N_{50}=1.140N_{40.5}$

- rod 길이가 15m 미만인 경우 ①
- rod 길이가 15m 이상인 경우 ②

그림 6. $N_{40.5}$ 와 N_{50} 의 비교¹⁴⁾

는 연구결과도 있지만 일반적으로 rod 길이가 10m 이상일 경우에는 수정이 필요없음이 통용되고 있다. Skempton은 rod 길이에 대하여 수정계수를 제안하였고³²⁾ 이 제안은 현재 널리 사용되고 있다. 표 2는 Robertson이 Skempton의 제안을 도표화한 것으로 각종 수정계수들이 잘 표시되어 있다.²⁶⁾ 따라서 표준규격의 rod를 사용할 경우에는 Skempton의 수정을 사용하는 것이 좋을 것이다. rod의 최대 길이에 대하여는 이들 도표에 명시되어 있지는 않으나 Fletcher의 제안을 따르는 것이 좋을것 같다. Fletcher에 의하면 40m 정도까지의 rod 길이는 N치에 영향을 미치지 않으나 60m 정도가 되면 신뢰도가 크게 낮아짐을 보고하였다.⁷⁾

표 2. 에너지 효율, 시료채취기, 룯드의 길이 및 시추공 직경에 대한 N치의 수정

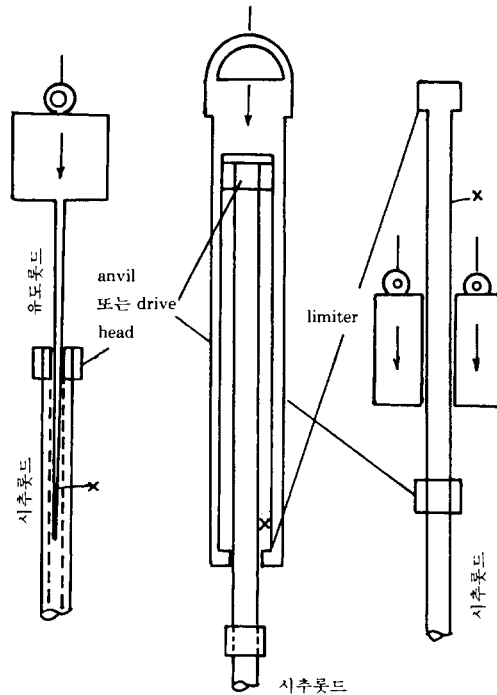
$N_{60} = N_m \times (ER_r/60) \times C_s \times C_r \times C_d$				
$ER_r =$ 에너지 효율				
$C_s = \frac{\text{liner를 사용하여 측정된 N치}}{\text{liner없이 측정된 N치}} = 1.2$				
$C_r = 1$, 룯드길이 $l \geq 10m$ 인 경우 $C_r = 1$, 룯드길이 $l < 10m$ 인 경우				
$C_d = 1$, 시추공직경 $d \leq 115mm$ 인 경우 $C_d > 1$, 시추공직경 $d > 115mm$ 인 경우				
l(m)	3-4	4-6	6-10	≥ 10
C_r	0.75	0.85	0.95	1.0
d(mm)	65-115	150	200	
C_d	1	1.05	1.15	

3.4 타격장치 및 타격에너지

앞에서 본 바와 같이 표준관입시험은 KS의 경우 64kg의 함마를 760mm의 높이에서 자유낙하시키는 에너지로 sampler를 관입시키는 과정에서 관입에 필요한 타격회수를 측정하는 것이다. 여기에서 “자유낙하”란 함마의 낙하시에

에너지의 감소가 일어나지 않아야 하나 실제로 함마를 760mm 높이에서 낙하시키는 방법은 표준화가 되어있지 않은 실정이다.

현재 사용되는 함마들을 보면 그림 7에 나타나는 것과 같은 3가지 종류로 구분할 수 있다.⁴⁾ 우리나라의 경우에는 거의 대부분 그림 7.c의 도넛함마가 사용되고 있으며 유럽의 경우에는 그림에는 나타나 있지 않은 자동함마의 사용이 보편화 되었다.



(a) 초기의 pinweight함마 (b) 안천함마 (c) 도넛함마

그림 7. 대표적인 함마들⁴⁾

그림 7은 미국에서 현재 일반적으로 사용되는 함마들로서 그림에서 “X”로 표시된곳 까지 함마를 들어올린 후 낙하하므로 낙하고를 정확하게 유지하는 것은 매우 힘든 작업이다. 더구나 함마를 들어 올릴때는 소위 cat-head라는 drum에 wire-rope를 1~3회 휘감는 것이 필요하여 wire rope의 인장력을 풀어주는 과정에서 drum과 wire rope간의 마찰력 또는 순간적인 완전한

인장력 제거가 불가능하여 실제의 타격에너지는 이론적인 자유낙하와는 거리가 크다.

타격에너지는 wire rope가 몇번 cathead에 감기는지, wire rope의 굵기, wire rope의 상태(신제품인지, 중고품인지), wire rope의 함수비, 인장력 제거 방법등 다양한 요소에 관계되는 것으로 알려져 있다.

그림 8은 이들 요소들 중 몇가지 영향을 표시하여 준다.¹⁵⁾¹⁶⁾ 각종 영향요소들 중 특히 rope의 인장력 제거시 완전한 자유낙하를 보장하여 주기 위한 장치로 trip hammer가 개발되었고, 일본에서는 JIS 규격에 tombi를 포함하여 자유낙하를 도모하고 있다.¹³⁾ 자유낙하를 위한 trigger 사용시와 일반적인 cathead 상 2회 rope 회전시의 경우의 비교에서 trigger 사용시 N치가 1/1.4로 감소됨을 보여주고 있다. 이밖에 원래의 표준관입시험에서 사용되었던 합마 하부의 hard wood cushion 사용여부 및 cushion의 사용회수의 영향도 언급되는 경우가 있으나 우리나라를 비롯한 대부분의 나라에서 사용되지 않으므로 생략하기로 한다. 그림 9는 여러가지 현장시험 결과를 종합

한 것으로 타격에너지 발생장치에 따라 $N_s/N_t = 1.2 \sim 1.5$ 배까지의 변화를 보여주고 있다.³²⁾ 여기에서 N_s 는 cathead에 2회전 감긴 rope 장치에서 측정된 N치이며, N_t 는 trigger 장치를 사용한 경우이다.

여기에서 합마의 타격에너지, 보다 정확하게 말해서 rod에 전달되는 에너지를 보다 구체적으로 알아보기로 하자. Skempton은 이제까지의 각종 연구결과들을 종합하였으며,³²⁾ 이 제안들은 현재 표준관입시험의 새로운 개념으로 이해되고 실무에까지도 확산될 전망이다. 따라서 국내에서도 이러한 개념을 도입하기 위한 연구개발이 요청된다.

이론적인 자유낙하의 경우 rod에 전달되는 에너지(E^*)는

$$E^* = \frac{1}{2} \frac{w}{g} v^2$$

$$v = (2gh)^{1/2} \text{ 또는}$$

$$E^* = wh = 64 \times 760 \text{ mm} = 48.64 \text{ kg} \cdot \text{m} \text{ 이다.}$$

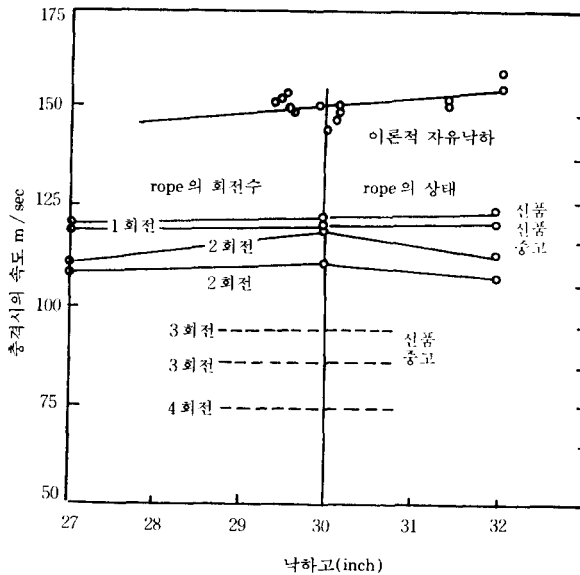


그림 8. 타격 방법차이에 따른 충격시의 속도와 낙하고의 관계

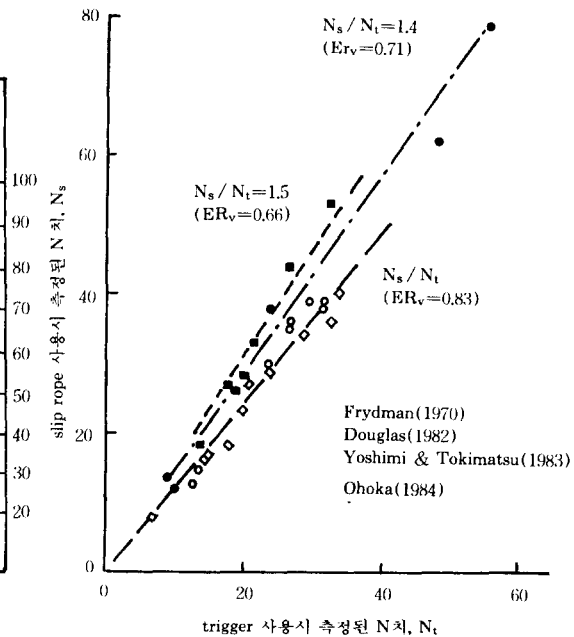


그림 9. slip rope 사용의 경우와 trigger 사용 경우에 측정된 N치의 비교

실제로 rod에 전달되는 에너지(E_r)를 이론적인 값의 비율(ER_r)로 표시하면

$$E_r = ER_r E^*$$

여기에서 함마가 낙하함으로써 발생하는 에너지(E_h)는 cathode와 rope 간의 마찰 또는 유도관(guide tube)과의 마찰등으로 손실이 있게되며

$$E_h = ER_v E^* \text{로 표시된다.}$$

여기에서 ER_v 는 속도에너지 효율이다.

함마가 anvil에 충격할때에도 역시 에너지 손실이 예상되며 여기에 동적효율(η_d)을 도입하면

$$E = \eta_d E_h, \quad \eta_d = \text{동적효율}$$

윗식들을 종합하면

$$E_r = \eta_d ER_v E^* \text{ 또는 } ER_r = \eta_d ER_v$$

다시 그림 9를 세부적으로 살펴보면 Frydman의 실험에서는 $ER_v = 0.71 (N_s/N_t = 1.4)$,⁸⁾ Douglas의 경우에는 $ER_v = 0.66 (N_s/N_t = 1.5)$ 로서⁶⁾ 일본에서의 실험결과인 $ER_v = 0.83 (N_s/t = 1.2)$ 과는 차이가 난다.^{23,39)} 이러한 차이는 이스라엘 또는 호주에서는 직경 8inch의 큰 cathode와 $\phi 19 \sim 25\text{mm}$ 의 굵은 wire rope를 사용하는데 비하여 일본에서는 직경 100~130mm의 작은 cathode와 $\phi 12 \sim 17\text{mm}$ 의 가는 wire rope를 사용하는데 있는 것으로 사료된다. 위의 사실들을 보다 구체적으로 알아보면 그림 10과 같다. 그림

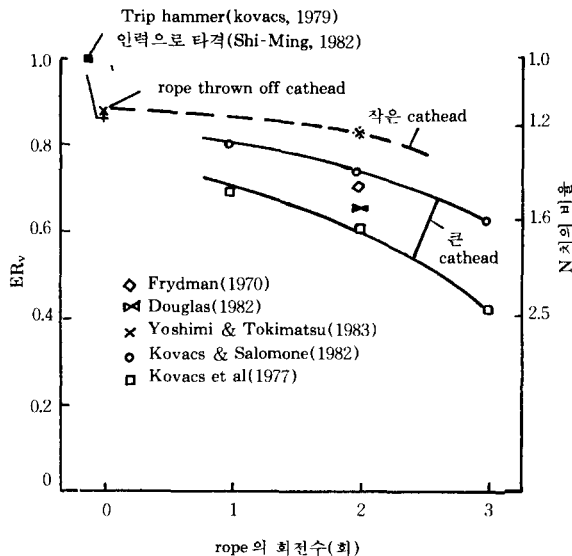


그림 10. 속도에너지 비율

9의 내용과 더불어 Kovacs 등의 1회, 2회, 3회 회전 rope의 결과들이 함께 표시되어 있다.³²⁾

Kovacs는 광선측정장치를 이용하여 함마의 낙하속도를 측정하였다.¹⁵⁾ rod에 전달되는 에너지 수준을 결정하기 위해서는 속도에너지 효율(ER_v)과 더불어 동적효율(η_d)의 결정이 필요하다. 동적효율은 실제로 측정되기 어려운 값이기 때문에 일반적으로 dynamic load cell을 rod에 부착하여 rod에 전달되는 에너지를 직접 측정하는 방법이 사용된다.

각종 연구결과에 의하면 측정되는 N치는 ER_r 과 반비례의 관계에 있는 것으로 알려져 있다. 예를 들면 표 3의 측정 결과로부터 $14.2 \times 0.31 = 8.8 \times 0.52$ 의 관계가 성립됨을 알 수 있다.

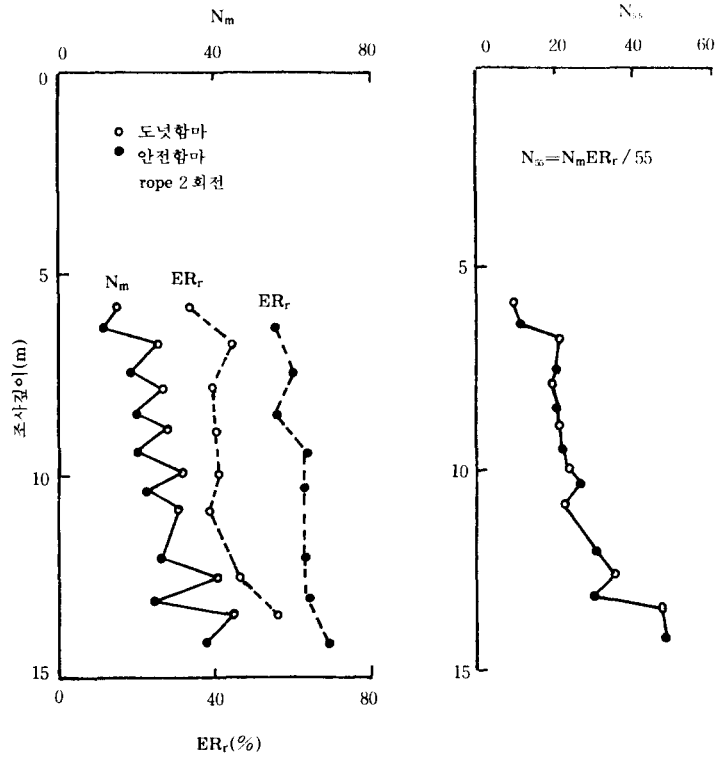
표 3. N치와 에너지 효율과의 관계

	S 함마 AW 룯드	F 함마 N 룯드
N	8.8	14.2
ER_r	0.52	0.31

그림 11.a는 donut hammer와 safety hammer를 사용, 약 50cm 깊이마다 함마를 바꿔가며 시험한 결과이다. 그림에서 보는 것처럼 측정된 N치에는 상당한 변화가 있지만 rod에 전달되는 에너지 효율(ER_r) 측정결과(donut hammer에서는 약 43%, safety hammer에서는 약 62%)를 사용하여 $ER_r = 0.55$ 인 경우로 환산하면 그림 11.b와 같이 일관된 지반조건을 나타내 준다.²⁷⁾

표 4, 5, 6은 각종 측정결과들을 보여주고 있다. 여기에서 이론적인 완전 자유낙하를 위한 trip hammer의 ER_r 가 1.0보다 낮은 값을 갖는 이유로 주로 anvil과의 충돌시 에너지 손실(동적효율)에 의한 것이며 anvil의 영향을 규명하기 위하여 anvil의 중량에 따라 구분하여 보면 표 7과 같다. 이 표에서 보여주듯이 anvil의 무게가 무거워질수록 동적효율이 낮아지는 것을 알 수 있다.

이상을 종합하여 Skempton은 표 8과 같은, 함마의 종류에 따라 에너지 효율을 제시하였다.³²⁾ 그러나 이상은 단지 개략적인 에너지 수준을 알 수 있는 정도에 불과하며 실제 에너지 수준은



(a) 측정결과

(b) 에너지 효율을 고려하여 N_{55} 로 수정한 결과

그림 11. 도넛함마와 안전함마를 교대로 사용하여 조사한 결과²⁷⁾

표 4. 미국에서의 2가지 함마 사용시의 평균에너지 효율(rope 2회전)

도넛함마		안전함마		시험조건	비 고
ERr (%)	조사횟수	ERr (%)	조사횟수		
53	4	72	9	실내실험	Kovacs & Salomone(1982)
48	8	52	9	현장시험	Kovacs & Salomone(1982)
		55	24		Schmertmann & Palacios(1979)
		52	5		Schmertmann & Palacios(1979)
48	23				Robertson 등(1983)
43	8	62	8		Robertson 등(1983)
45		55		대표적인 값	

표 5. 일본에서의 도넛함마, 작은 anvil 사용시 slip rope 2회전의 경우와 tombi 사용의 경우에 있어서의 에너지 효율

ERr (%)		N 치의 비율	시험조건	비 고
tombi	slip rope			
80-90	63-72	1.25	10회 시험 평균으로부터 터 N 치 비율 계산	Nishizawa 등(1982)
80	67	1.2		Kovacs & Salomone(1979)
76				Kovacs (1984)
78	65	1.2	대표적인 값	

표 6. 자동함마의 에너지 효율

함마의 종류	ER _r (%)	비 고
Pilcon type	58	Liang(1983)
Pilcon	62	Douglas & Strutznsky(1984)
Pilcon	55	Kovacs 등(1984)

rope가 2회 감기는 시험에 대한 기록들을 조사하여 safety hammer에서는 ER_r=55%, donut hammer에서는 ER_r=45%인 것을 밝혀냈다.¹⁶⁾ 이 결과에 따라 ER_r=55%의 경우를 기준값으로 제시하였으며 이 제안은 여러 학자들에게

표 7. 여러가지 함마 사용시의 속도에너지 비율, 동적효율 및 에너지 효율

구 분	cathead와 인장력 제지방법			anvil과 함마의 종류			ER _r (%)
	형 식	cathead규격	ER _v (%)	함 마	anvil의 중량	η _d	
미국 수로국	자 동	—	100	Vicksburg	0	0.83	83
일 본	tombi	—	100	도넛함마	2	0.78	78
일 본	rope(2회전)	소 형	83	도넛함마	2	0.78	65
미 국	rope(2회전)	대 형	70	안전함마	2.5	0.79	55
미 국	rope(1회전)	소 형	85	구형표준	3	0.71	60
미 국	rope(2회전)	대 형	70	도넛함마	~12	0.64	45
영 국	자 동	—	100	Pilcon	19	0.60	60

시험시 측정에 의하는 방법 밖에는 없을 것이다.

국제 토질기초 공학회에서도 이와같은 에너지 개념의 중요성을 인식하여 에너지 확인을 추천하고 있다.³⁰⁾ 따라서 우리나라에서도 각종 설계자료들을 이용하기 위해서는 우리나라의 표준관입시험 실태에 대한 에너지 측정등 연구가 요구된다.

표 8. 에너지 효율 총괄표

국별	함마의 종류	인장력 제지방법	ER _r (%)	ER _r /60
일본	도넛함마	tombi	78	1.3
	도넛함마	rope(2회전)	65	1.1
중국	Pilcon type	자 동	60	1.0
	도넛함마	인 력	55	0.9
미국	안전함마	rope(2회전)	55	1.9
	도넛함마	rope(2회전)	45	0.75
영국	Pilcon, Dando	자 동	60	1.0
	구형표준	rope(2회전)	50	0.8

4. N치의 표준화

이러한 노력의 일환으로 Kovacs 등은 현재 미국에서 가장 많이 사용되는 safety hammer와 donut hammer를 사용하고 cathead에 wire

동의를 받아 적용되었다.

이처럼 사용되는 함마, 낙하방법, 시추공 등의 영향에 따라 타격에너지가 변화하는 것을 알 수 있다. 그러나 보다 현실적인 문제는 지금까지 축적된 많은 자료들이 서로 상이한 조건에서, 서로 다른 에너지 수준에서 작성된 것이라는 데 있다. 만일 지금까지의 자료들과 현장에서 향후 측정되는 자료들의 에너지 수준을 같은 정도에서 조정하는 장치가 도입되지 못한다면 표준관입시험은 신뢰도가 크게 낮아질 것이며 나아가 잘못된 설계가 될 수 있다.

Seed 등의 연구결과도 이와 유사하나 ER_r=55% 대신 ER_r=60%를 사용할 것을 제안하였다.³¹⁾ ER_r=55% 대신 60%를 사용하게 되면 미국의 자료뿐만 아니라 유럽에서 많이 사용되는 trip hammer의 에너지 효율도 거의 60%이기 때문에 국제적인 적용에 보다 광범위하게 적합하다. 이 문제는 Skempton이 Seed 등의 제안을 수용하여 ER_r=60%, 이때의 N치를 N₆₀으로 사용하는 것을 확인한 후 더 이상의 논란 없이 많은 학자들에게 받아들여지고 있다.³²⁾ 이때 측정된 N치의 수정은 N치와 에너지 수준은 반비례한다는 앞의 내용에 따라 아래와 같이 표시될 수 있다.

$$N_{60} = N_m \cdot ER/60$$

여기서 N_m =측정된 N 치

ER=측정된 에너지 수준(효율)

따라서 우리나라에서도 이러한 국제조류를 수용하여 현장의 에너지 수준 측정 및 N 치 수정이 무엇보다도 시급히 요청되고 있다. 표 2의 수정계수들중 sampler 내부의 liner는 ASTM 규정의 경우에 해당되어 국내에서는 적용되지 않는 내용이나 미국의 자료들을 실제에 적용할 경우, 실제 미국의 표준관입시험이 liner 없이 대부분 시행되는 점을 감안, 자료에 따라 고려하여야 할 부분으로 사료된다.

5. 결 언

우리나라에서 시행되는 거의 모든 지반조사에서 표준관입시험이 차지하는 비율은 거의 절대적이다. 이는 본 시험법이 갖고 있는 여러가지 장점들에도 기인하겠으나 우리나라와 같이 표토층이 깊지 않은 곳에서는 보다 정밀한 지반조사 장비들이 적용되기 어려운 지반조건인 때문으로 사료된다.

적절하지 못한 지반조사는 구조물의 안전을 위협하거나 과잉설계를 유발하여 두가지 경우 모두 다 막대한 예산이 손실될 수 있다. 우리나라의 경우 지반조사의 부실로 인한 예산손실 규모는 알려져 있지 않으나, 영국의 경우 이로 인한 손실이 연간 1500억원 이상이라는 건축연구소의 보고를⁹⁾ 참고할 때 막대한 예산이 낭비될 수 있을 것이라는 우려를 피할 수 없는 것이 우리의 현실이다.

지반조사와 관련한 문제점이 제기될 때마다, 할애되는 예산규모가 가장 심각한 문제라는 지적은 재론할 여지가 없을 것이다. 그러나 예산 규모 증액과 같은 제도적 보완장치와 더불어 현재 시행되고 있는 부분의 개선도 시급히 이루어야 할 과제이다.

본고에서 살펴본 것 처럼, 표준관입시험 결과에 영향을 미치는 요소들은 다양하다. 이들 다양한 요소들 중 상당부분은 약간의 노력으로도 개선될 수 있는 부분들이다. 예를 들면 유도관의 경사라던가 시료채취기의 손상, 낙하높이의 변화 등이 그러한 부분들이다.

국내의 표준관입시험 현장에 대한 조사로부터, 위와 같은, 가장 근본적인 사항들이 제대로 지켜지지 않음을 확인할 수 있었다. 이로부터 판단해 볼때 우리나라의 전반적인 타격 에너지 수준은 극히 낮을 것으로 짐작된다. 따라서 지반조사의 신뢰도 제고 및 기술수준의 향상을 위해서는 이 부분에 대한 조사 연구가 무엇보다도 시급히 이루어져야 할 것이다.

참 고 문 헌

1. 한국공업규격 KSF2318, (1975), "스플릿 배럴 샘플러에 의한 현장관입 시험 및 채취방법"
2. Barton, M.E., Cooper, M.R. & Palmer, S.N.(1988). "Diagenetic alteration and microstructural characteristics of sands: neglected factors in the interpretation of penetration tests." Proceedings of Penetration Testing in the UK, ICE, Birmingham, pp.57-60.
3. Bazaraa, A.R.S.S.(1967). "Use of the standard penetration test for estimating settlement of shallow foundations on sand," PhD thesis, University of Illinois.
4. Bowles, J.E.(1988). "Foundation analysis and design, 4th edition," McGraw Hill Book Company, New York.
5. Brown, R.E.(1977). "Drill rod influence on standard penetration test," Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 103, No. GT11, pp.1332-1336.
6. Douglas, B.J.(1982). "SPT blowcount variability correlated to the CPT," Proceedings of the 2nd European Symposium on Penetration Testing, Amsterdam, Vol. 1, pp.41-46.
7. Fletcher, G.F.A.(1965). "Standard penetration test: Its uses and abuses," Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering, ASCE, Vol. 91, No.SM4, pp.67-75.
8. Frydman, S.(1970), "Discussion on The dynamic penetration test: a standard that is not standardised," Geotechnique, Vol.20, No.4, pp.454-455.
9. "Future site investigation, quality and value for money," (1987). Ground Engineering, Vol.20, No. 5, pp.2-9.

10. Gibbs, H.J. & Holtz, W.G.(1957). "Research on determining the density of sands by spoon penetration testing," Proceedings of the 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, Vol.1, pp.35-39.
11. Ireland, H.O., Moretto, O. & Vargas, M.(1970). "The dynamic penetration tests: a standard that is not standardised," Geotechnique, Vol.20, No.2, pp.185-192.
12. Jardine, F.M.(1988). "Introduction to papers 1-9," Proceedings of Penetration testing in the UK, ICE, Birmingham, pp.23-28.
13. JIS A 1219-1976, Method of penetration test for soils.
14. Koreeda, K., Yoshihashi, T. & Muromachi, T. (1981). "Present state and future trend of penetration testing in Japan," Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering.
15. Kovacs, W.D.(1979), "Velocity measurement of free-fall SPT hammer," Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.105, No.GT1, pp. 1-10.
16. Kovacs, W.D., Griffith, A.H. & Evans, J.C.(1978), "An alternative to the cathead and rope for the standard penetration test," Geotechnical Testing Journal, ASTM, Vol. 1, No.2, pp.72-81
17. Leach, B.A.(1988). "Report on ISOPT-1," Proceedings of Penetration Testing in the UK, ICE, Birmingham, pp.9-21.
18. Matsumoto, K. & Matsubara, M.(1981). "Present state and future trend of penetration testing in Japan," Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, pp.15.
19. McLean, F.G., Franklin A.G. & Dahlstrand, T. K.(1975). "Influence of mechanical variables on the SPT," Proceedings of ASCE Conference on in-situ measurement of soil properties, Raleigh, NC, Vol.1, pp.287-318.
20. Meyerhof, G.G. (1956). "Penetration tests and bearing capacity of cohesionless soils," Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering, ASCE, Vol. 82, No. SM1, pp.1-19.
21. Mojabi, M.S. & Thomas, G.G.(1988). "The effect of water on SPT results in sand," Proceedings of Penetration testing in the UK, ICE, Birmingham, pp.93-94.
22. Nixon, I.K.(1982). "Standard penetration test," state-of-the-art report, Proceedings of the 2nd European Symposium on Penetration Testing, Amsterdam, Vol.1, pp. 3-24.
23. Ohoka, H.(1984). "Comparison of SPT N-values by cathead-and-rope method and trip monkey method," Proceedings of the 9th Annual Meeting of Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering(in Japanese).
24. Palmer, D.J. & Stuart, J. G.(1957). "Some observations on the standard penetration test and the correlation of the test insitu with a new penetrometer," Proceedings of the 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London. Vol.1, pp.231-236.
25. Riggs, C.O.(1986). "North American standard penetration test practice: an essay." Proceedings of In situ '86, ASCE Geotechnical Special Publication No.6, pp.949-967.
26. Robertson, P.K.(1988). "Discussion on Paper 1-9," Proceedings of Penetration testing in the UK, ICE, Birmingham, pp.95-96.
27. Robertson, P.K. Campanella, R.G. & Wightman, A.(1983). "SPT-CPT correlations," Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.109, No.GT11, pp. 1449-1459.
28. Sanglerat, G. & Sanglerat, T.R.A.(1982). "Pitfalls of the SPT," Proceedings of the 2nd European Symposium on Penetration Testing, Amsterdam, Vol.1, pp. 143-145.
29. Schmertmann, J.H.(1975). "Measurement of in-situ shear strength," state-of-the-art report, Proceedings of ASCE Conference on in-situ measurement of soil properties, Raleigh, NC, Vol. 2, pp.57-138.
30. Schmertmann, J.H. & Palacios, A.(1979). "Energy dynamics of SPT," Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.105, No.GT5, pp.287-318.
31. Seed, H.B., Tokimatsu, K., Harder, L.F. & Chung, R.M(1985). "The influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluation," Journal of Geotechnical Engineering," ASCE, Vol. 111, No.GT12, pp. 1425-1445.
32. Skempton, A.W.(1986). "Standard penetration

- test procedures and the effects in sands of overburden pressure, relative density, particle size, ageing and overconsolidation," *Geotechnique*, Vol. 36, No.3, pp.425-447.
33. Sutherland, H.B.(1963). "The use of in situ tests to estimate the allowable bearing pressure of cohesionless soils," *The Structural Engineer*, Vol. 41, No.3, pp.85-92.
34. Technical Committee on Penetration Testing of Soils-TC16. (1989). "International Reference Test Procedure," 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rio de Janeiro.
35. Terzaghi, K. & Peck, R.B.(1948). "Soil mechanics in engineering practice," John Wiley & Sons, New York.
36. Thorburn, S.(1988). "Discussion on Paper 1-9," *Proceedings of Penetration testing in the UK*, ICE, Birmingham, pp.95.
37. Tomlinson, M.J.(1986). "Foundation design and construction, 5th edition," Longman Publisher.
38. Uto, K. & Fuyuki, M.(1981). "Present state and future trend of penetration testing in Japan," *Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering*, pp.15.
39. Yoshimi, Y. & Tokimatsu, K.(1983). "SPT practice survey and comparative tests," *Soils and Foundations*, Vol.23, No.3, pp.106-111.